VDI

Energie und Umwelt

28. Deutscher Flammentag

Verbrennung und Feuerung

VDI-Berichte 2302

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

VDI-BERICHTE
Herausgeber: VDI Wissensforum GmbH

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

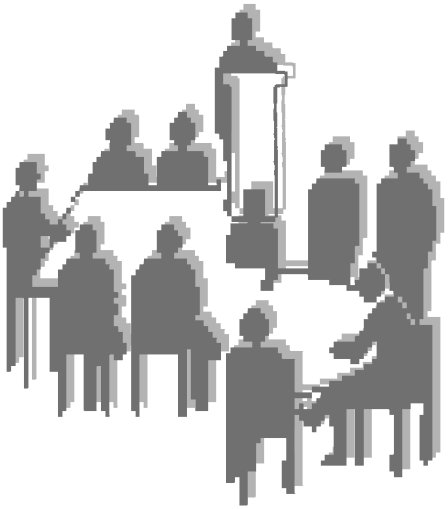
VDI

Energie und Umwelt

28. Deutscher Flammentag

Verbrennung und Feuerung

Darmstadt, 06. und 07. September 2017



VDI-Berichte 2302

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bibliographische Information der Deutschen Nationalbibliothek
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliographie; detaillierte bibliographische Daten sind im Internet unter http://dnb.ddb.de abrufbar.

Bibliographic information published by the Deutsche Nationalbibliothek
(German National Library)
The Deutsche Nationalbibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliographie
(German National Bibliography); detailed bibliographic data is available via Internet at http://dnb.ddb.de.

© VDI Verlag GmbH · Düsseldorf 2017

Alle Rechte vorbehalten, auch das des Nachdruckes, der Wiedergabe (Photokopie, Mikrokopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, auszugsweise oder vollständig.

Der VDI-Bericht, der die Vorträge der Tagung enthält, erscheint als nichtredigierter Manuskriptdruck. Die einzelnen Beiträge geben die auf persönlichen Erkenntnissen beruhenden Ansichten und Erfahrungen der jeweiligen Vortragenden bzw. Autoren wieder.

Printed in Germany.

ISSN 0083-5560

ISBN 978-3-18-092302-4

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Inhalt

		Seite
	Vorwort	1
Kraftwerksfeuerungen		
J. Oischinger, M. Meiller, R. Daschner, A. Hornung, R. Warnecke	Impaktormessungen im Rauchgasstrang einer Kohlelinie des GKS-Schweinfurt	3
H. C. Schröder, C. Gerber,	Erfahrungen bei der Umsetzung eines Ein-Mühlenbetriebs zur Erhöhung der Lastflexibilität und Flammenstabilität ohne Zusatzbrennstoff	21
C. Katzer, F. Schierac, H. J. Krautz	Die TBK- Feuerung im Labor und an einem Großdampferzeuger: Parallelen im Last- und Emissionsverhalten	*39*
Prozessfeuerungen / Biomassenutzung		
D. Möntmann, M. Grote, D. Diarra, M. Röder, A. Giese, A. Al-Halbouni, K. Görner	Entwicklung eines Feuerungssystems zur Erzeugung industrieller Prozesswärme aus biogenen Brennstoffen	53
Y. Pang, D.Müller, J.Karl, T. Hammer, Leo Bahr	Biomassevergasung mittels nichtthermischen Plasmen im Fallrohrreaktor	61

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Seite

S. Bürkle, V. Ebert, D. Rauen, A. Dreizler, G. Möller, J. Hees, D. Zabrodiec, A. Maßmeyer, R. Kneer, V. Ebert, S. Wagner — Laserbasierte Messung von Temperatur und Spezieskonzentrationen bei der Verbrennung von torrefizierter Biomasse in einer 100 kW_{th}-Staubfeuerungsversuchsanlage — 69

Neuartige und verbesserte Messverfahren / Kraftwerksfeuerungen

P. Graeser, M. Schiemann — Einfluss der Partikelgröße auf den Partikelemissionsgrad eines Steinkohlekokses — 85

M. Reiche, S. Grahl, M. Beckmann, M. Kaiser, W. Spiegel — Verschmutzungsmonitoring von Dampferzeugern durch neuartige Sensorkonzepte für eine verbesserte Anlagenfahrweise und Online-Reinigung — 97

J. Langen, A. Müller, J. Ströhle, B. Epple — Elektrochemische Korrosionsmessungen in Kraftwerksanlagen — 109

CFD-Gesamtberechnungen

B. Peters, M. Mohseni — Modeling the combustion of pellet with Extended Discrete Element Method — 121

D. Holtz, J. Nocke, E. Hassel — CFD-DEM Simulationen für Biomassefeuerungen — 131

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Seite

H. Mätzing, H.-J. Gehrmann, H. Seifert, D. Stapf, R. Keune — Modelling Biomass and Solid Recovered Fuel Combustion on Reciprocating Grates with CFD-application — 143

Kraftwerksfeuerungen / Neuartige und verbesserte Messverfahren

B. Gövert, S. Pielsticker, O. Hatzfeld, R. Kneer — Bestimmung der Koksabbrand-Kinetik in einem Wirbelschichtreaktor am Beispiel einer kolumbianischen Steinkohle — 151

B. Brosch, O. Narin, F. Sudbrock — Numerische Unterstützung eines Wirbelschichtbrennkammer Retrofits — 163

B.Greiner, M. Kaiser, R. Böcher — Mikrowellen-Plasma-Zündsystem im Leistungsbereich 1 kW bis 3 kW zum Betrieb an Staubverbrennungs-systemen für unterschiedliche Brennstoffarten — 171

Kraftwerksfeuerungen / Vergasung, Verflüssigung und andere Umwandlungsprozesse / Oxyfuel-Prozesse

M. Dohrn, M. Müller — Auswirkungen lastflexibler Fahrweise auf Ascheansätze bei der Kohlenstaubfeuerung — 185

M. Vascellari, C. Hasse, S.Halama, M. Steibel, H. Spliethoff — Detailed CFD simulations of a 5-MW industrial-scale entrained-flow gasifier using intrinsic char conversion kinetics — 199

H. Luhmann, S. Egger, R. Spörl, G. Scheffknecht — Einsatz eines FLOX®-Brenners für viskose, biogene Flüssigbrennstoffe in einer gekühlten Umlenkbrennkammer — 213

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Mitverbrennung (biogener Brennstoffe und Abfälle) / Prozessfeuerungen

D. Lechtenberg	Verbrennungsoptimierung durch feinst vermahlene, abfallstämmige Ersatzbrennstoffe	227
N. Schmitz, C. Schwotzer, H. Pfeifer, J. Schneider, E. Cresci, J.G. Wünning	Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Auslegung eines energieeffizienten Brenners mit oxidationsträger Schutzgasatmosphäre	241
T. Klein, C. Kuhr	Flächenbrenner zur Zündung einer Feststoffschüttung unter Nutzung eines niederkalorischen Brenngases	253

Prozessmesstechnik, -führung und -optimierung / Thermische Behandlung

T. Widder, M. Beckmann	Online-Optimierung von Abfallverbrennungsanlagen	265
P. Schmittel, C. Liebig, M. Zimmer	Reduktion der NOx-Emissionen einer stationären Wirbelschicht durch optimierte Verbrennungsführung	279
M.J. Murer, K. Speth, R. von Raven	Erfahrung mit CO - und NOx – Emissionen im Versuchsbetrieb mit geringem Sauerstoffüberschuss bei der Müllverbrennung	291

Haushaltsfeuerungen / Biomassenutzung

M. Dzubiella, S. Hack, E. Gleim, W. Hesse, R. Brämer	Entwicklungsstand gasadaptiver Verbrennungsregelungssysteme für den Bereich der Gebäudebeheizung	303
O. Cramer, T. Lüken	Reduktion von CO-Emissionen bei der Stückholzverbrennung im Naturzugbetrieb	317

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Seite

C. Schneider, P. Stoesser, S. Rincon, Thomas Kolb — Determination of Heterogeneous Reaction Kinetics of High-Temperature Biomass Char — 331

Verbrennung in Motoren / Neuartige und verbesserte Messverfahren

C.-P. Ding, A. Renaud, R. Honza, A. Dreizler, B. Böhm — Characterization of near-wall flows in a SI engine using high-speed PIV and high-resolution PIV/PTV — 345

M. Koegl, B.Hofbeck, S. Will, L. Zigan — Untersuchung der Rußbildung und Rußoxidation für Ethanol - Benzingemische in einem Transparentmotor — 357

M. Zhao, S. A. Kaiser — Bildgebende Erfassung von Diesel-Klopfen durch Hochgeschwindigkeitskamera und „Optical Flow“ — 369

S. Drost, M. Werler, R. Schießl, U. Maas — Untersuchung der Zündeigenschaften von Methan-Wasserstoffgemischen in einer schnellen Kompressionsmaschine — 383

Neuartige und verbesserte Messverfahren / Prozessmesstechink, -führung und -optimierung

M. Schiemann, N. Vorobiev, V. Scherer, C. Wedler, M. Richter, R. Span — Effektive Diffusionskoeffizienten in Kokspartikeln aus Oxyfuel-Feuerungen — 395

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Seite

N. G. Blume, S.Wagner, C.-P. Ding, A. Dreizler	Breitbandige Absorptionsspektroskopie mittels Weißlicht-Lasern zur simultanen, optischen in situ Messung von Gas-Konzentrationen, Druck und Temperatur in Hochdruckprozessen am Beispiel eines Verbrennungs-motors	407
H.-P. Vietze	Infrared Temperature Measurement of Flames for varying Combustion Conditions	421

Modellflammen und -brenner

D. Kaczmarek, F. Sen, T. Kasper, B. Atakan, S. Porras, R. Schießl, U. Maas	Kinetische Untersuchung der partiellen Oxidation von Methan/DME und Methan/Ethanol-Gemischen	431
H. von der Haar, C. Hennecke, F. Dinkelacker	Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Detektion von Defekten an einer Modellbrennkammer	445
C. Krasselt, S. Voss, D. Trimis, H. Krause, D. Trimis	Laserinduzierte Fluoreszenz an nicht-vorgemischten chlorhaltigen Flammen	457

Vereinfachte Gesamtmodelle

S.J. Baik, B. Rogg	Full PDF-Modelling and Parallel Simulation of Liquid-Fuelled Turbulent Spray Flames	469
S. Hartl, D. Geyer, A. Dreizler, R. S. Barlow, C. Hasse	Gradientenfreie Flammenidentifizierung auf 1D Raman/Rayleigh Messdaten	479

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Seite

A. Schwabauer, M. Mancini, R. Weber — Modellierung eines Wanderbett-Gegenstromvergasers — 493

F. Weidner, M. Lipperheide, M. Wirsum, S. Bernero, M. Gassner — Modellierung von Pulsationen einer Gasturbinen-Ringbrennkammer zur Identifizierung des Maschinenzustands im kommerziellen Betrieb — 507

Mathematische Modellierung

C. Yu, U. Maas — Numerical Study of turbulent reacting flows with local extinction and re-ignition effects based on a statistical method and REDIM reduced reaction kinetics — 521

M. Hansinger, H. Müller, M. Pfitzner — Large Eddy Simulation einer turbulenten LOx/GCH_4 Flamme unter Verwendung der Eulerian Stochastic Fields Methode — 535

T. Zirwes, F. Zhang, J.A. Denev, P. Habisreuther, H. Bockhorn, N. Zarzalis — Einfluss von erhöhtem Druck auf die Änderung der Flammendynamik durch Streckung in vorgemischten Flammen — 549

CFD-Gesamtberechnungen

M. von Bohnstein, A. Stroh, J. Ströhle, B. Epple — Vorhersage korrosiver Gasatmosphären in der Brennkammer eines Kohlekraftwerks — 563

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Seite

W. Pollhammer, C. Spijker, M. Koller, H. Raupenstrauch — Mathematische Brennermodellierung zur Reduktion der Stickoxidemissionen mittels Flamelet – NOx Postprozessor in OpenFOAM — 573

S. Jell, M. Murer, H. Spliethoff — Numerische Untersuchungen zur Stickoxidreduktion in thermischen Müllverwertungsanlagen — 585

Teilmodelle und spez. Werkzeuge (Neuronale Netze u. a.)

M. H. Zwiellehner, R. Warnecke, F. Grafmans — Untersuchungen zur Brennstoffbeschickung an mit heterogenen Festbrennstoffen betriebenen großtechnischen Verbrennungsanlagen und Herleitung einer Massenstromformel — 597

R. Knappstein, G. Kuenne, A. Sadiki, J. Janicka — Flamelet-Tabellierung im Kontext der Simulation von Kohlestaubverbrennung — 613

C. Chi, G. Janiga, K. Zähringer, D. Thévenin — Indirekte Messung der Wärmefreisetzung in Wasserstoffflammen mittels Spezieskorrelationen — 625

T. Methling, M. Braun-Unkhoff, U. Riedel — Chemisch-kinetische Modelloptimierung für die erbrennung biogener Gase durch die Anwendung des linearen Transformationsmodells — 637

Posterbeiträge

S. Eckart, S. Voss, H. Krause — Charakterisierung von Verlöschungsgrenzen an nicht vorgemischten Gegenstromflammen mit Hilfe der Streckungsratenanalyse — 649

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

		Seite
M. Meiller, H.-J. Gehrmann, D. Baris, S. Vodegel, Schaaf, L. Hermann	Vergleich von thermischen Verfahren zur Nutzung von Rückständen aus der Bioethanolerzeugung und Zuckerherstellung in Brasilien	661
C. Ontyd, A. Becker, M. Schiemann, B. Krause, S. Wirtz, V. Scherer, J. Franiczek, J. Trost	Kombination von Versuchen am Einzelpartikelreaktor und einem Drehrohr zur Torrefizierung von Kiefer und Pappel	669
M. Höltermann, Y. Pettau, P. Middendorf, F. Dinkelacker	Entwicklung eines Ölbrenners mit Zweistoffdüse für stark modulierbare thermische Leistung	675
F. Wissing, S. Wirtz, V. Scherer P. Knapp	Modellierung eines Al-Metallbrands am Beispiel des Müllheizkraftwerks Friesenheimer Insel	681
W. Juschka, M. Struschka	Innovationen für die Energiewende im Wärmemarkt durch die CFD Simulation	687
F. Buß, S. Wirtz, V. Scherer	Einfluss der Schürung auf die Verbrennung stückiger Biomasse	693
C. Heinrich, H. Dörksen, K. Krämer, M. Carls	Einfluss der direkten Benzin-Wasser-Einspritzung auf die stochastischen Vorentflammungen eines Ottomotors	699

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

		Seite
F. Zentgraf, *M. Stephan,* *B. Albert,* *B. Böhm,* *A. Dreizler*	Anwendung von strukturierter Beleuchtung auf Gasphasen-Thermometrie mit Phosphorpartikeln	705
S. Feldhoff, *R.T.E. Hermanns*	Recent improvements of the Heat Flux setup to determine laminar burning velocities of liquid fuels	711
J. Hees, *D. Zabrodiec,* *A. Massmeyer,* *O. Hatzfeld,* *M. Habermehl,* *R. Kneer*	Kohlenstaubverbrennung in Oxyfuel-Atmosphäre Einfluss der Oxidatorzusammensetzung auf den Verbrennungsprozess	717
R. Gültekin, *A. Rückert,* *H. Pfeifer*	Numerische Simulation für die Implementierung der Pyrolyse und der Verbrennung während der Recycling von Aluminiumschrotten	723
F. Edler, *B. Geier,* *W. Reiter,* *J. Rieger* *C. Spijker,* *H. Raupenstrauch*	Einbindung der Simulation in die Entwicklung eines staubbeladenen Verbrennungsreaktors hinsichtlich Brenner und Reaktordesign	729
C. Spijker, *H. Raupenstrauch*	Numerische Untersuchungen der inneren Vorgänge für Lykopodiumpartikel während einer Staubdeflagration	735
D. Nikolaenko, *C. Spijker,* *H. Raupenstrauch*	Modelling the Jet Cooler for Hot-dip Galvanization of Steel Strips	741
V. Bomba, *B. Rogg*	Reduced Kinetic Mechanisms for Oxy-Methane Combustion	747
S. Ganter, *T. Meier,* *A. Heinrich,* *G. Künne,* *J. Janicka*	Simulation wandnaher Verbrennung Eignung einfacher Chemietabellierung und Analyse mittels detaillierter Kinetik	751

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

		Seite
M. Vogelbacher, S. Keller, P. Waibel, J. Matthes, H. B. Keller	Optimierung der Verbrennung von alternativen Brennstoffen bei Mehrstoffbrennern durch bildbasierte Verfahren	757
A. Zietak, F. Özdogan, J. Janicka, F. di Mare	Entwicklung eines LES/LES-Interfaces für die Simulation der Wandkühlung einer Brennkammer (Work-in-Progress)	765
T. Breiding	Verbesserung von Rostfeuerungen durch die Optimierung von Roststäben dargestellt anhand von Problemfällen und den dazu erarbeiteten Lösungen	771

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Vorwort

Der Flammentag ist das etablierte Forum für den Austausch von Wissenschaft und Praxis über die neuesten Betriebs- und Forschungsergebnisse auf dem Gebiet der Verbrennung und der Feuerungen. Teilnehmer aus Industrie und Hochschule treffen sich im zweijährigen Turnus auf dieser Veranstaltung, um bei Fachvorträgen, Posterpräsentationen und Fachgesprächen den Wissenstransfer voranzutreiben.

Der 28. Deutsche Flammentag ist zu Gast an der Technischen Universität Darmstadt und lädt Sie ein, aktuelle Ergebnisse der Industrie- und Hochschulforschung mit Praktikern und Forscher aus den Gebieten der Flammenforschung, des Feuerungsbaus, aus Energieversorgungs-, Anlagenbau- und Zulieferunternehmen sowie aus Hochschulen und Forschungseinrichtungen zu diskutieren.

Mit insgesamt 60 Vorträgen wird das gesamte Spektrum der Verbrennung und Vergasung von der Großfeuerung im zentralen Bereich bis zu den Fragestellungen der Prozessfeuerungen, thermische Behandlung und Biomassenutzung abgedeckt.

Zahlreiche Beiträge widmen sich in diesem Jahr der Effizienzsteigerung in Kraftwerksfeuerungen.

Auch die Biomassenutzung ist wieder fester Bestandteil der Veranstaltung.

Ein weiterer Themenblock behandelt die Modellierung und Simulation der Verbrennungsprozesse in Gasturbinen sowie der Schwachgasnutzung. Messtechnik allgemein, neuartige Messverfahren und die Prozessmesstechnik stehen im Mittelpunkt, wenn Analysen und Optimierungen für Prozesse mit Kohleverbrennung und -vergasung sowie flüssigen Brennstoffen behandelt werden.

Der Themenschwerpunkt mathematische Modellbildung und Simulation zeigt neuste Ergebnisse aus Verbrennungs- und Vergasungsprozessen, Brennern, Flammen sowie deren Einsatz zu Optimierungsmaßnahmen.

Die Posterpräsentation mit mehr als 20 Beträgen rundet unter dem Motto „Innovative Technologien und Lösungen in der Verbrennungsforschung“ die Tagung ab und bietet den Teilnehmern des 28. Deutschen Flammtags wieder einen umfassend Überblick über die aktuellen Fragestellungen und Ergebnisse auf dem Gebiet der Verbrennung und der Feuerungen.

Professor Dr.-Ing. habil. Klaus Görner,
Universität Duisburg-Essen

Wissenschaftlicher Tagungsleitung

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Impaktormessungen im Rauchgasstrang einer Kohlelinie des GKS-Schweinfurt

Untersuchung verschiedener Betriebsweisen der Entschwefelung

J. Oischinger, Fraunhofer UMSICHT, Fraunhofer-Institut für Umwelt-, Sicherheits- und Energietechnik, Sulzbach-Rosenberg, Germany;

M. Meiller, Fraunhofer UMSICHT, Sulzbach-Rosenberg, Germany;

Dr.-Ing. **R. Daschner**, Fraunhofer UMSICHT, Sulzbach-Rosenberg, Germany;

Prof. Dr. **A. Hornung**, Fraunhofer UMSICHT, Sulzbach-Rosenberg, Germany;

Dr.-Ing. **R. Warnecke**, GKS Schweinfurt, Schweinfurt;

Kurzfassung

In diesem Artikel werden die Ergebnisse von Messungen im Rauchgasstrang einer Kohlelinie des GKS Schweinfurt bei verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung vorgestellt. Neben der „Entschwefelung im Regelbetrieb“ wurde von Fraunhofer UMSICHT die „Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung“ sowie die „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ untersucht. Für die Umsetzung des gasförmigen Schwefeldioxids (SO_2) wird dem Rauchgas bei der Entschwefelung Kalziumhydroxid zugegeben. Im Regelbetrieb wird dem Rauchgas neben einer bestimmten Menge an reinem Kalziumhydroxid auch rezirkuliertes Kalziumhydroxid (Rezirkulat) in der Rauchgasentschwefelungsanlage zugesetzt. Im Fall der Direktentschwefelung wird ein hochreaktives Kalkhydrat über Lanzen vor dem 3. Zug eingedüst. Ziel der gravimetrischen Staub- und Impaktormessungen war die Ermittlung von detaillierteren Informationen über die Partikelbeladung sowie deren chemische Zusammensetzung entlang des Rauchgasstrangs. Der Einfluss der unterschiedlichen Betriebsweisen auf die Staub- und Impaktormessungen sowie deren chemische Zusammensetzung entlang der Entschwefelung konnte in den Messreihen bestätigt werden. Durch die „Entschwefelung im Regelbetrieb“ werden durchschnittlich 88,1 % der SO_2-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Emissionen abgeschieden. Bei dem Einsatz der Direktentschwefelung kann die Abscheideleistung weiter erhöht werden. So betrug sie bei der „Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung“ 96,7 % und bei der „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ 92,2 %.

1 Einleitung

In diesem Artikel werden die Ergebnisse von Messungen im Rauchgasstrang einer Kohlelinie des GKS Schweinfurt bei verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung vorgestellt. Ziel der gravimetrischen Staub- und Impaktormessungen war die Ermittlung von detaillierteren Informationen über die Stäube und Partikel sowie deren chemische Zusammensetzung entlang des Rauchgasstrangs. Die Messungen knüpfen an die Arbeiten von Warnecke et al. [1] und Daschner et al. [2] an.

Das Gemeinschaftskraftwerk Schweinfurt (GKS) besitzt einen Müll- und einen Kohleteil. Der Müllteil im GKS besitzt drei analog aufgebaute Linien mit einem Abfalldurchsatz von ca. 8 Mg/h pro Linie. Der Kohleteil ist in zwei Linien aufgeteilt, welche zusammen etwa 35.000 Jahrestonnen Steinkohle umsetzen und mit den damit befeuerten Dampfkesseln Energie für die angeschlossenen Strom- und Wärmenetze erzeugen. Für die Umsetzung des gasförmigen Schwefeldioxids (SO_2) wird dem Rauchgas Kalziumhydroxid zugegeben. Im Regelbetrieb wird dem Rauchgas eine bestimmte Menge an „frischem“ Kalziumhydroxid sowie „Rezi-Kalk“ (Rezirkulat) in der Rauchgasentschwefelungsanlage zugesetzt. Im Fall der Direktentschwefelung wird das Kalziumhydroxid über Lanzen vor dem 3. Zug eingedüst.

Die Messungen von Fraunhofer UMSICHT wurden an Linie 1 im Kohleteil des GKS an drei Versuchstagen durchgeführt. Zunächst wurde am ersten Versuchstag die Entschwefelung im Regelbetrieb untersucht. Anschließend wurde an Tag zwei der Messkampagne der Einfluss der Direktentschwefelung auf den Regelbetrieb sowie am dritten Tag der Betrieb ohne „Rezi-Kalk“ (Rezirkulat) aber mit Direktentschwefelung betrachtet. Dabei wurde das Partikelspektrum im Rauchgas jeweils an drei verschiedenen Stellen beprobt. Es wurde direkt nach dem Austritt der Rauchgase aus dem Kessel (Messstelle A), nach der Entschwefelung (Messstelle B) sowie vor dem Eintritt in den Kamin (Messstelle C) gemessen.

Die generierten Proben wurden gravimetrisch ausgewertet und anschließend mit Rasterelektronenmikroskop (REM) sowie energiedispersiver Röntgenspektroskopie (EDX) analy-

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

siert. Das methodische Vorgehen, ausgewählte Ergebnisse aus den Messungen sowie erste Vergleiche der Messstellen sind in den folgenden Kapiteln dargestellt:

2 Material und Methoden

2.1 Probenahmekonzept GKS Schweinfurt

In Bild 1 ist das Mess- und Probenahmekonzept dargestellt. An jeder Messstelle wurden Staub- und Impaktormessungen durchgeführt. Im Fall der Staubmessung wird die Staubbeladung gravimetrisch nach VDI 2066-1 bestimmt. Bei der Impaktormessung handelt es sich um eine fraktionierende Staubmessung nach dem Impaktionsverfahren. Von allen gewonnenen Staubproben wurden mittels REM untersucht und deren Elementargehalt mittels EDX bestimmt. Bei den Impaktormessungen wurden Doppelbestimmungen vorgenommen. Gesamtstaubmessungen wurden dreifach bestimmt.

Bild 1: Mess- und Probenahmekonzept GKS Schweinfurt

Bild 2: zeigt den schematischen Aufbau des Kohleteils mit den Messstellen „nach Kessel" (A), „nach Entschwefelung" (B) sowie „vor Kamin" (C).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

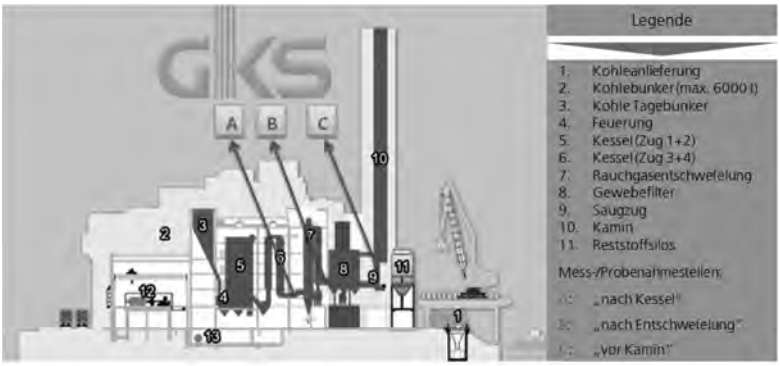


Bild 2: Mess-/Probenahmestellen im Kohleteil des GKS

2.2 Messtechnik und Analytik

2.2.1 Staubmessungen nach VDI 2066-1

Zur Messung des Gesamtstaubs wurden Messeinrichtungen der Firma Paul Gothe verwendet. Hierbei wird ein Teil des Rauchgases isokinetisch abgesaugt. Die Probenahme erfolgte direkt im Rauchgasrohr (In-Stack), sodass keine zusätzliche Beheizung der Messsonde notwendig war. Bei niedrigen Staubgehalten im Reingas wurden Planfilter eingesetzt. Wahlweise standen für hohe Staubkonzentrationen im Rohgas Hülsenfilter zur Verfügung. Die Durchführung und Auswertung der Messungen erfolgen nach VDI 2066 Blatt 1 [3].

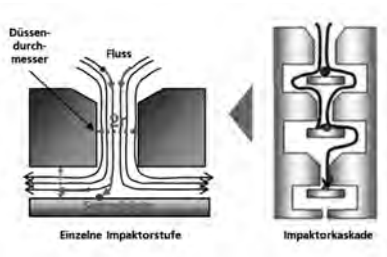
2.2.2 Impaktormessung

Zur Erfassung der Partikelgrößenverteilung im Rauchgas standen zwei Niederdruckkaskadenimpaktor der Fa. Dekati zur Verfügung. Für die Messstelle „nach Kessel" und „nach Entschwefelung" wurde ein 13-stufiger Dekati-Impaktor (mit Endfilter) mit einem Gasvolumenstrom von 10 l/min verwendet. Bei der Messstelle „vor Kamin" wurde aufgrund der geringen Staubkonzentrationen im Abgas ein weiterer 13 stufiger Niederdruck-Kaskadenimpaktor (ohne Endfilter) mit einem höheren Gasvolumenstrom von 30 l/min verwendet. Mit dem 13-stufigen Impaktor können durch Anlegen eines Unterdrucks Partikel bis in den Nanometerbereich separiert werden. Das Partikelspektrum erstreckt sich von 0 nm (Absolutfilter) bzw. 30 nm bis 10 µm. Größere Partikel werden über einen Zyklon abgeschieden und gesammelt. Durch die Out-Stack Konfiguration und Einsatz eines zweistufigen Verdünners (bis zu 64-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

fache Verdünnung) können auch Rauchgase mit hohen Partikelkonzentrationen, Temperaturen oder Gasfeuchten untersucht werden.

Eine Impaktorstufe besteht aus zwei kollinearen Platten. Eine agiert als Sammeloberfläche für Partikel und die andere hat zur Regulierung der Durchflussgeschwindigkeit eine oder mehrere kleine Düsen. Der Aerosolstrom passiert zuerst die Düsen und wird dann hinter der Düsenplatte vor der Sammelplatte scharf umgelenkt (s. Bild 3). Dabei können Partikel mit einem aerodynamischen Durchmesser größer als der jeweilige Trenndurchmesser dem Aerosolstrom nicht mehr folgen und werden auf der Sammelplatte impaktiert. Kleinere Partikel gelangen mit dem Aerosolstrom zur nächsten Trennstufe, wo sie erneut je nach Größe klassiert und gesammelt werden. Bei einem Kaskadenimpaktor folgen mehrere solcher Abscheidestufen aufeinander. Die Massenverteilung des aerodynamischen Partikeldurchmessers wird bei Impaktoren mittels gravimetrischer Auswertung bestimmt. Die sich daraus ergebenden Trennkorngrößen sind für die jeweiligen Impaktoren leicht unterschiedlich und in Bild 3, rechts angegeben. Bei den nachfolgenden Auswertungen werden jeweils die Stufen 1-13 genannt und die hinterlegten Trennkorngrößen herangezogen. Die gesammelten, größenklassifizierten Fraktionen können anschließend einer weiteren Analytik, wie beispielsweise Rasterelektronenmikroskop- oder Elementanalytik unterzogen werden.



Stufe	Trennkorngröße $d_{50,aero}$ / [µm]	
	UMSICHT	Fa. Junker
13	10,85	9,99
12	6,64	6,61
11	3,97	4,01
10	2,36	2,40
9	1,59	1,61
8	0,947	0,952
7	0,603	0,616
6	0,380	0,384
5	0,260	0,264
4	0,155	0,153
3	0,0940	0,0947
2	0,0557	0,0569
1	0,0279	0,0285

Bild 3: Impaktorprinzip in einer Kaskade (mitte und links) nach [4] und Trenngrenzen der 13-stufigen Impaktoren (rechts)

2.2.3 REM-EDX Analyse

Bei der Untersuchung einer Probe mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM) wird das zu analysierende Versuchsstück mit einem Elektronenstrahl beschossen. Die Probenoberfläche wird dabei mit dem Strahl in einem vorgegebenen Muster gerastert. Durch die Wechselwirkung der Elektronen mit den Atomen an der Oberfläche, kann deren Struktur abgebildet werden. Auf diese Weise lässt sich z.B. die Form von Partikeln und deren Größe bzw. Größen-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

verteilung ermitteln. Wird eine energiedispersive Röntgenanalyse (EDX) an das REM gekoppelt (REM-EDX), so kann auch die Zusammensetzung der Probe(noberfläche) ermittelt werden. Dadurch ist es möglich Verunreinigungen zu detektieren [5].

3 Ergebnisse und Diskussion

3.1 Gesamtstaubmessungen und EDX-Analysen Kohleteil

Im Kohleteil wurden die Staubmessungen an den verschiedenen Messstellen bei verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung durchgeführt. In Bild 4 sind die durchschnittlichen Staubbeladungen entlang des Rauchgaswegs aus diesen Messungen logarithmisch dargestellt. An den Messstellen A und B wurden jeweils Dreifachbestimmungen und an der Messstelle C Doppelbestimmungen durchgeführt. Messstelle C wurde bei der Betriebsweise „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ nicht beprobt. Der angegebene Wert stammt aus den Betriebsdaten des GKS Schweinfurt in dem entsprechenden Zeitraum.

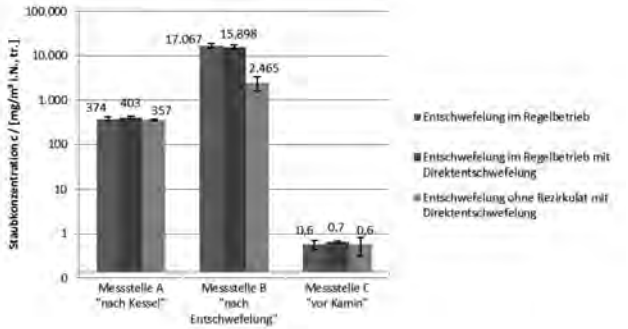


Bild 4: Staubbeladungen entlang des Rauchgaswegs im Kohleteil bei verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung. Wert Messstelle C („Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“) wurde nicht gemessen, sondern stammt aus Betriebsdaten des GKS Schweinfurt (vgl. Kap. 3.1).

Bei der Betriebsweise „Entschwefelung im Regelbetrieb“ steigt die durchschnittliche Staubkonzentration an der Messstelle A von 374 mg/m^3 i.N.,tr. um zwei Größenordnungen auf 17.067 mg/m^3 i.N.,tr. an. Diese Erhöhung wird bedingt durch die Zugabe von Kalziumhydroxid in Form von Frisch- bzw. Rezi-Kalk nach der Messstelle A. Durch die nachgeschalteten Gewebefilter wird der Staubgehalt im Abgas deutlich auf Werte < 1,0 mg/m^3 i.N.,tr. reduziert.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Werte an der Messstelle A und C liegen in guter Übereinstimmung mit denen von Daschner et al. [2] ermittelten.

Die Staubfrachten bei der Betriebsweise „Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung“ liegen bei allen drei Messstellen in der gleichen Größenordnung wie bei der „Entschwefelung im Regelbetrieb“. So wurden an der Messstelle A eine Staubkonzentration von 403 mg/m^3 i.N.,tr., an der Messstelle B Werte von 15.898 mg/m^3 i.N.,tr. und bei Messstelle C Werte in Höhe von 0,7 mg/m^3 i.N.,tr. gemessen.

Während des Betriebs „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ lag die Staubfracht an der Messstelle A mit 357 mg/m^3 i.N.,tr. in der gleichen Größenordnung wie bei den anderen beiden Betriebsweisen. Der Einfluss der Direktentschwefelung auf die Staubwerte an der Messstelle A scheint demnach marginal zu sein. Vielmehr können die differierenden Staubwerte mit Lastschwankungen in den entsprechenden Zeiträumen erklärt werden. An der Messstelle B lag die Staubfracht mit 2.465 mg/m^3 i.N.,tr. um den Faktor 6-7 niedriger im Vergleich zur Entschwefelung im Regelbetrieb. Im Betrieb „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ wurde bei der Entschwefelung nur Frisch-Kalk zudosiert und der Rezi-Kalk nicht zurückgeführt, wodurch die deutlich niedrigeren Staubwerte an der Messstelle B verursacht werden. Möglicher Vorteil dieser Betriebsweise ist eine geringere Abrasion in den nachgeschalteten Anlagenteilen, wodurch sich die Standzeit der Gewebefilter verlängert.

Bild 5 zeigt die Ergebnisse der EDX-Analyse für die Gesamtstaubproben an den drei genannten Messstellen bei verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung. Die Werte sind relativ aufgetragen und auf 100 % bezogen. Zusätzlich ist der Wert der zugehörigen Gesamtstaubmessung angegeben. Die zum Teil hohen Werte für Silizium, vor allem bei der Messstelle vor Kamin, sind auf das verwendete Filtermaterial bei den Gesamtstaubmessungen zurückzuführen. Für die Messungen wurde ein Filter auf Glasfaserbasis verwendet, welcher in der Blindprobe knapp 30 % Silizium enthält. Bei der Messstelle vor Kamin mit einer geringeren Beladung gegenüber den anderen Messstellen kommt dieser Effekt bei der EDX-Analyse besonders zum Tragen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

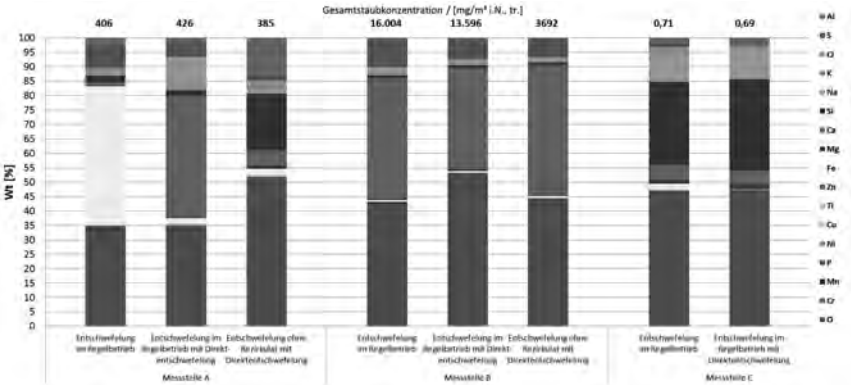


Bild 5: Elementübersicht des Gesamtstaubs entlang des Rauchgaswegs im Kohleteil bei verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung. Wert Messstelle C („Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“) wurde nicht gemessen. Si-haltiges Filtermedium beeinflusst die Messwerte v.a. an der Messstelle C (vgl. Kap 3.1).

An der Messstelle A zeigt sich bei den verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung eine stark variierende Zusammensetzung der Elemente. Im Fall der „Entschwefelung im Regelbetrieb“ dominieren die Elemente Fe, O, S, und Al. Bei der Betriebsweise „Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung“ herrschen die Elemente Ca, O, Cl und S vor. Die größten Anteile bei der „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ haben O, Si, Al und Ca. Bei der Direktentschwefelung sind an der Messstelle A deutliche Anteile an Ca detektierbar. An der Messstelle B sind über alle Betriebsweisen Ca, O, S und Cl die vorherrschenden Elemente. Bedingt durch die Zugabe des Kalziumhydroxids sind unabhängig von der Art der Entschwefelung die Werte für Ca und S deutlich erhöht und belegen die Umsetzung des gasförmigen Schwefeldioxids aus dem Abgas zu Kalziumsulfit bzw. Kalziumsulfat. Die Verteilung der Elemente vor Kamin weicht von den beiden anderen Messstellen ab und ist beeinflusst von der Hintergrundkonzentration an Silizium im Glasfaserfilter. An der Messstelle C sind keine wesentlichen Unterschiede bei den zwei verschiedenen Varianten erkennbar.

3.2 Impaktormessungen und EDX-Analysen Kohleteil

In Bild 6 ist die Verteilung der Staubkonzentration des Abgases an der Messstelle A im Kohleteil für die verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung dargestellt. Auf der Abszisse

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

sind die einzelnen Impaktorstufen aufgetragen, während auf der Ordinate die Staubkonzentration C in der Form $dm/dlogD_P$ [mg/m³ i.N.,tr.] abgebildet ist. Die einzelnen Impaktorstufen sind einem gewissen Größenbereich zugeordnet. Bild 3 in Kapitel 2.2.2 enthält eine Übersicht der Trennkorngrößen d_{ae50} für die einzelnen Stufen des jeweiligen Impaktors.

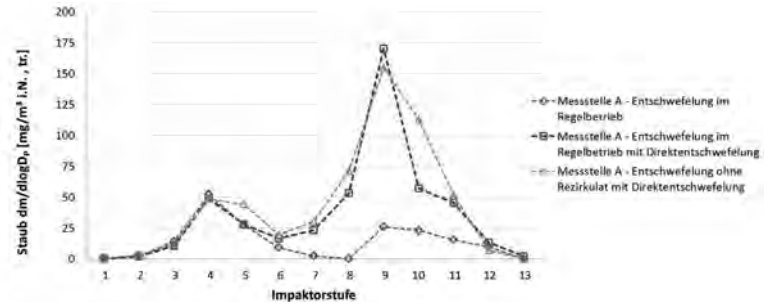


Bild 6: Vergleich der Staubkonzentrationen an der Messstelle A für die verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung

Bei alle Betriebsweisen der Entschwefelung zeigt sich an der Messstelle A eine bimodale Verteilung mit einem Maximum auf der 4. (ca. 0,16 – 0,26 µm) und der 9. Stufe (ca. 1,59 - 2,38 µm). Bei der Betriebsweise mit Direktentschwefelung ist das zweite Maximum auf der 9. Stufe deutlich ausgeprägter. Ein Einfluss des zugegebenen Kalziumhydroxids auf die Staubkonzentration der Stufen 6-11 an der Messstelle ist deutlich erkennbar.

Zur Veranschaulichung der Werte sind die nachfolgenden Verteilungen der Staubkonzentrationen an der Messstelle B und C in abweichender Skalierung zu Bild 6 dargestellt. Bild 7 zeigt die Partikelgrößenverteilung an der Messstelle B für die verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

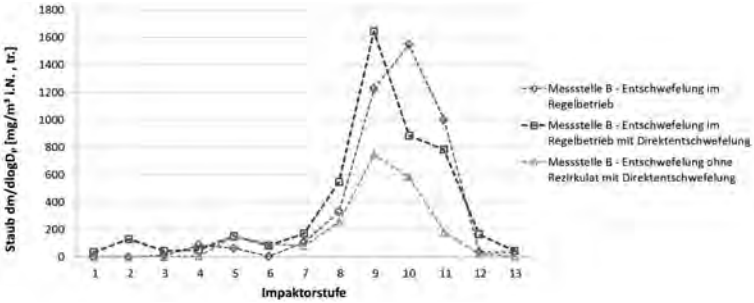


Bild 7: Vergleich der Staubkonzentrationen an der Messstelle B für die verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung

Unabhängig von den verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung ist an der Messstelle B eine monomodale Verteilung erkennbar. Das Maximum bei der Entschwefelung mit Direktentschwefelung befindet sich auf der 9. Stufe (ca. 1,59 - 2,38 µm) und bei der Betriebsweise „Entschwefelung im Regelbetrieb“ auf der 10. Stufe (ca. 2,38 - 3,97 µm). Das Maxium der „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ liegt auf deutlich niedrigerem Niveau und ist um einen Faktor 2-3 verringert. Die niedrigeren Konzentrationen bei der Impaktormessung stimmen gut überein mit den ebenfalls geringeren Werten der Gesamtstaubmessungen.

In Bild 8 ist die Verteilung der Staubkonzentrationen an der Messstelle C abgebildet.

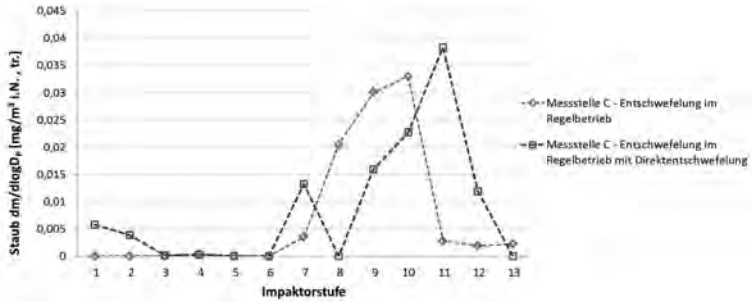


Bild 8: Vergleich der Staubkonzentrationen an der Messstelle C für die verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung

An der Messtelle C wurde bei der „Entschwefelung im Regelbetrieb“ eine monomodale Verteilung gemessen mit einem Maximum auf der 10. Stufe (ca. 2,38 - 3,97 µm). Das Maximum

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

bei der „Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung“ liegt auf der 11. Stufe (ca. 3,97 – 6,64 µm) mit einem lokalen Maximum auf der 7. Stufe (ca. 0,61 – 0,94 µm).

Die einzelnen Stufen der oben gezeigten Impaktormessungen sind mittels EDX hinsichtlich der Elementarzusammensetzung analysiert worden. Einzelne Platten, bei denen kaum eine messbare Beladung festgestellt werden konnte, sind zudem mit einem „*“ im Diagramm gekennzeichnet. Grundsätzlich ist hierbei zu beachten, dass die ermittelten Fe-Werte nicht belastbar sind, da im EDX ein gemeinsamer Peak zwischen einer Al-Schale und einer Fe-Schale vorliegt und die einzelnen Stufen des Impaktors Aluminiumplatten als Träger nutzen. Außerdem ist zu beachten, dass auf die Aluminiumplättchen ein dünner Fettfilm aufgetragen wird, um den Abpralleffekt bei der Probenahme zu verringern. Dieses Fett resultiert in hohen C-Werten im EDX. Da sowohl Aluminium als auch Kohlenstoff auf den Probenträgern vorhanden sind, wurden die Proben hinsichtlich dieser beiden Elemente nicht analysiert.

Bild 9 zeigt eine Elementübersicht nach Impaktorfraktionen an der Messstelle A bei den unterschiedlichen Betriebsweisen der Entschwefelung. Die verschiedenen Betriebsweisen werden anhand der Kürzel AR, ARS und AS beschrieben, wobei AR für die „Entschwefelung im Regelbetrieb“, ARS für die „Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung“ und AS für die „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ steht. Die nachfolgenden Abbildungen sind analog zur Messstelle beschriftet.

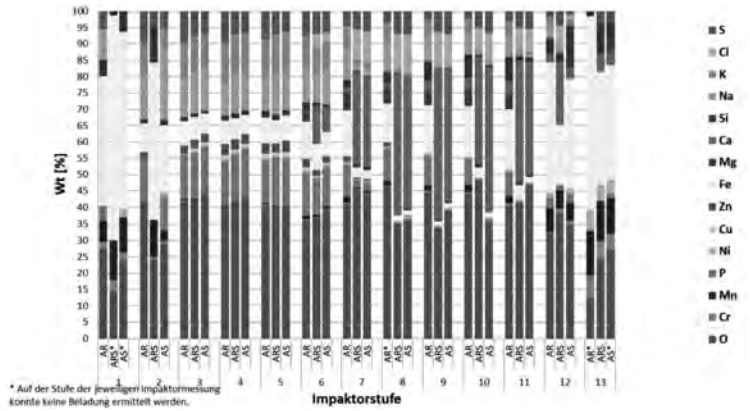


Bild 9: Elementübersicht nach Impaktorfraktionen im Kohleteil an der Messstelle A bei verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung (AR: Messstelle A – Entschwefe-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

lung im Regelbetrieb, ARS: Messstelle A – Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung, AS: Messstelle A – Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung)

Die Stufen 3-6 werden bei allen Betriebsweisen dominiert durch die Elemente O, P, Na, K und S. Von der 6. Stufe bis zur 11. Stufe (ca. 0,38 - 6,64 µm) findet sich bei der Direktentschwefelung deutliche Gehalte an Ca sowie Cl. Die Messungen stehen in guter Übereinstimmung mit den erhöhten Staubkonzentrationen auf den Stufen 6-11 bei der Direktentschwefelung, welche durch das zugegebene Kalziumhydroxid verursacht werden und lassen mit der EDX-Analyse belegen. Ebenso weisen die Stufen 6-11 bei der Direktentschwefelung tendenziell höhere Gehalte an S gegenüber der Entschwefelung im Regelbetrieb auf. Dies indiziert das bereits ein Teil des zugegebenen Kalziumhydroxids mit dem gasförmigen Schwefeldioxid aus dem Abgas zu Kalziumsulfit bzw. Kalziumsulfat umgesetzt wurde.

In Bild 9 ist die Elementübersicht nach Impaktorfraktionen an der Messstelle B für die verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung dargestellt.

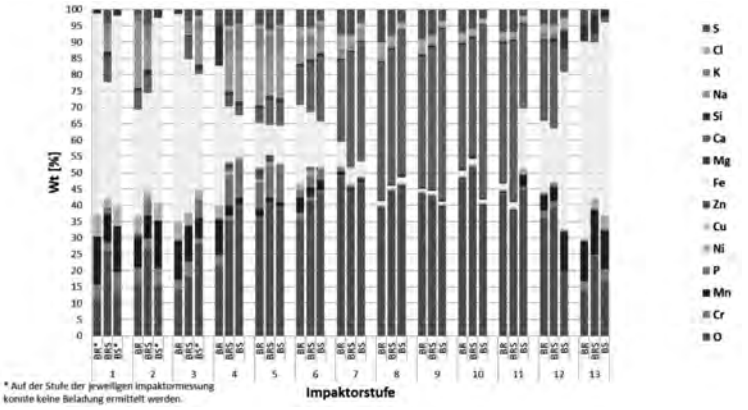


Bild 10: Elementübersicht nach Impaktorfraktionen im Kohleteil an der Messstelle B bei verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung (BR: Messstelle B – Entschwefelung im Regelbetrieb, BRS: Messstelle B – Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung, BS: Messstelle B – Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung)

Über alle Betriebsweisen der Entschwefelung ist bei den Impaktorstufen 6-12 (ca. 0,38 - 9,85 µm) ein deutlicher Gehalt an Kalzium nachweisbar. Bei der Betriebsweise „Entschwefe-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

lung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ ist gegenüber den beiden anderen Betriebsweisen der Gehalt an Schwefel um den Faktor ca. 1,5-2,5 geringer. Diese niedrigeren Gehalte werden vermutlich durch die geringeren Staubgehalte bei der „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ bedingt. Bei der Rückführung des Rezirkulats werden bei der Impaktormessung an der Messstelle bereits im Rezirkulat vorhandene schwefelhaltige Verbindungen wie z.B. Kalziumsulfat im EDX erfasst, wodurch sich höhere Schwefelwerte bei den Betriebsweisen mit Rückführung des Rezirkulats ergeben. Rückschlüsse auf die Umsetzung von Schwefeldioxid können somit nicht gezogen werden, sondern müssen vielmehr anhand der vorhandenen Emissionsdaten beurteilt werden.

Bild 11 gibt eine Übersicht der Elemente auf den Impaktorstufen an der Messstelle C bei differierenden Betriebsweisen der Entschwefelung.

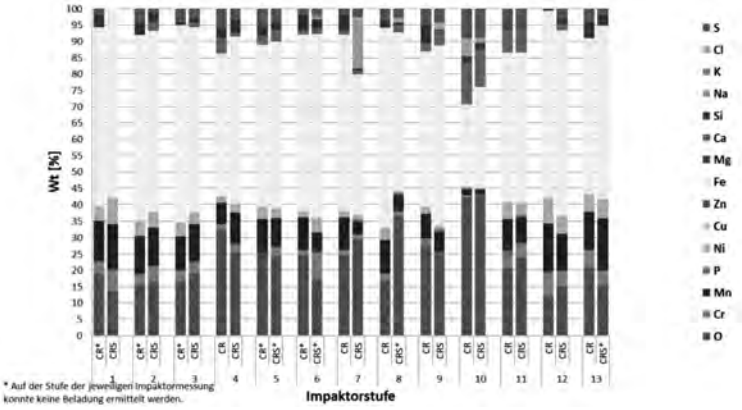


Bild 11: Elementübersicht nach Impaktorfraktionen im Kohleteil an der Messstelle C bei verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung (CR: Messstelle C – Entschwefelung im Regelbetrieb, CRS: Messstelle C – Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung)

Bei beiden Betriebsweisen können noch deutliche Gehalte an Kalzium auf den Stufen 10 und 11 (ca. 2,38 - 6,64 µm) an der Messstelle C nachgewiesen werden. Die beiden Betriebsweisen der Entschwefelung zeigen beim Großteil der Stufen keine wesentlichen Unterschiede.

3.3 Betriebsdaten GKS Schweinfurt

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Während der Versuche wurden zwei verschiedene Kohlen als Brennstoff verwendet. Vor dem ersten Versuchstag sowie am ersten Versuchstag wurde der Vorlagebehälter mit insgesamt 222,2 t Kohle aus Kolumbien bestückt. Am zweiten Versuchstag kamen weitere 40,4 t polnischer Kohle hinzu. Am letzten Versuchstag wurde keine weitere Bestückung vorgenommen. Tabelle 1 gibt einen Überblick der durchschnittlichen Einsatzmengen an Kalk bei den verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung.

Tabelle 1: Durchschnittliche Einsatzmengen an Kalk an den Versuchstagen

Art der Betriebsweise	„Frisch-Kalk“ [kg/h]	„Rezi-Kalk“ [kg/h]	Kalk Direktentschwefelung [kg/h]
„Entschwefelung im Regelbetrieb“	159,0	Ca. 300 - 400	---
„Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung“	159,5	Ca. 300 - 400	42,2
„Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“	162,5	---	42,2

3.4 Schwefel-Emissionen

Bild 12 zeigt den Verlauf der SO_2-Emissionen nach Kessel (blau) sowie vor Kamin (orangebraun) bei den verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung. Weiterhin ist die Menge an Frischdampf (grün), als ein Maß für Feuerungsleistung, dargestellt. Die Sonde für die Ermittlung der SO_2-Konzentrationen im Rohgas liegt nach der Zugabestelle des Kalks für die Direktentschwefelung. Die SO_2-Abscheidegrade für die Direktentschwefelung können daher nicht direkt aus den Rohgaswerten ermittelt werden. Für die Berechnung der durchschnittlichen Abscheidegrade wurde eine über 4 Stunden gemittelte SO_2-Konzentration (1 Stunde nach Abschaltung der Direktentschwefelung) herangezogen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

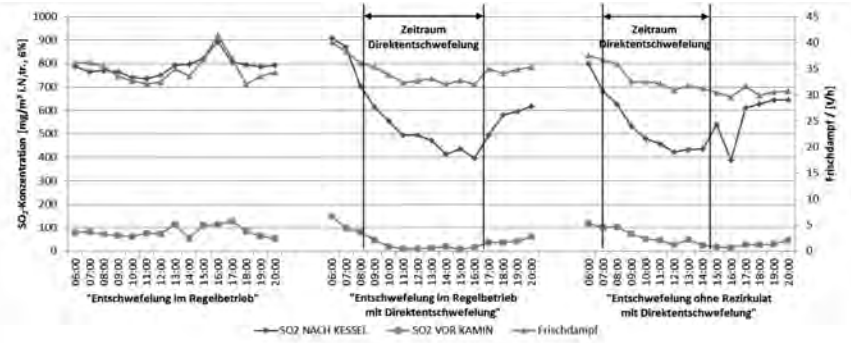


Bild 12: Emissions- und Frischdampfverlauf sowie SO_2-Abscheidegrad bei den verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung

Die Schwefeldioxidemissionen werden bei allen Betriebsweisen der Entschwefelung deutlich gesenkt. Der durchschnittliche SO_2-Abscheidegrade bei der „Entschwefelung im Regelbetrieb“ betrug während des Messzeitraums 88,1 %. Im Vergleich dazu wurden bei den Betriebsweisen mit Direktentschwefelung höhere Abscheidegrade ermittelt. So lag dieser bei der „Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung“ bei 96,7 % und bei der Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ bei 92,2 %.

4 Zusammenfassung

Die Untersuchungen an der Linie 1 im Kohleteil am GKS Schweinfurt haben einen detaillierten Einblick in das Verhalten und die Charakteristik der Stäube entlang des Rauchgasstrangs während verschiedener Betriebsweisen der Entschwefelung ermöglicht.

Für die verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung sind im Folgenden die Ergebnisse der Gesamtstaub- und Impaktormessung sowie der Elementaranalysen mittels REM-EDX für die Messstellen „nach Kessel“, „nach Entschwefelung“ und „vor Kamin“ zusammengefasst.

Die Staubkonzentration bei den verschiedenen Betriebsweisen der Entschwefelung betragen an der Messstelle A durchschnittlich zwischen 357-403 mg/m³ i.N.,tr. Ein deutlicher Einfluss der Direktentschwefelung auf die Staubkonzentrationen an der Messstelle A konnte nicht gemessen werden. Die Staubkonzentrationen steigen an der Messstelle B durch die Zugabe von Rezirkulat und Frischkalk auf Werte von 2.465 mg/m³ i.N.,tr. bei der „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ bis maximal 17.067 mg/m³ i.N.,tr. bei der „Ent-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

schwefelung im Regelbetrieb“. Durch die nachgeschalteten Gewebefilter werden die Staubgehalt im Abgas deutlich auf Werte < 1,0 mg/m^3 i.N.,tr. reduziert und belegen die Effektivität der Rauchgasreinigungsanlagen. Die Zugabe von Kalziumhydroxid sowie die Umsetzung des gasförmigen Schwefeldioxids lassen sich an den Messstelle A und B mittel REM-EDX belegen.

Bei den Impaktormessungen an der Messstelle A zeigt sich bei allen Betriebsweisen eine bimodale Verteilung mit einem Maximum auf der 4. und einem auf der 9. Stufe. Der Einfluss der Direktentschwefelung in Form höherer Partikelkonzentrationen um die 9. Stufe ist deutlich erkennbar und kann mittels der Elementaranalyse bestätigt werden. An der Messstelle B ist bei allen Betriebsweisen eine monomodale Verteilung erkennbar. Bei der „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ sind die Konzentrationen, bedingt durch den fehlenden Rezi-Kalk, deutlich erniedrigt. Über alle Betriebsweisen der Entschwefelung ist bei den Impaktorstufen 6-12 ein deutlicher Gehalt an Kalzium und Schwefel nachweisbar.

Durch die „Entschwefelung im Regelbetrieb“ werden durchschnittlich 88,1 % der SO_2-Emissionen abgeschieden. Bei dem Einsatz der Direktentschwefelung kann die Abscheideleistung weiter erhöht werden. So betrug sie bei der „Entschwefelung im Regelbetrieb mit Direktentschwefelung“ 96,7 % und bei der „Entschwefelung ohne Rezirkulat mit Direktentschwefelung“ 92,2 %.

5 Literaturangaben

[1] Warnecke, R., Müller, V. u. Nordsieck, H.: Innovative demonstrations for the next generation of biomass and waste combustion plants for energy recovery and renewable electricity production. NextGenBioWaste; D 2.6.27 Particle measurements in flue gas cleaning (GKS). Schweinfurt 2009

[2] Daschner, R., Oischinger, J., Meiller, M., Hornung, A.: Impaktormessungen im Rauchgasstrang einer Müll- und Kohlelinie des GKS-Schweinfurt. VDI-Wissensforum. 15. VDI-Fachkonferenz „Feuerung und Kessel - Beläge und Korrosion - in Großfeuerungsanlagen“. Berlin 2016

[3] VDI Verein Deutscher Ingenieure: VDI 2066 Blatt 1; Messen von Partikeln - Staubmessungen in strömenden Gasen - Gravimetrische Bestimmung der Staubbeladung. Berlin: Beuth Verlag GmbH, November 2006.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[4] Dekati Ltd.: DLPI USER MANUAL ver. 3.62; DLPI - Dekati® Low Pressure. Impactor. Tampere (Finland): Dekati Ltd., 2010.

[5] Kuhlbusch, T. & Nickel, C.: Emission von Nanopartikeln aus ausgewählten Produkten in ihrem Lebenszyklus; Umweltbundesamt – Texte 52/2010. Dessau-Roßlau: UBA, 2010.

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Erfahrungen bei der Umsetzung eines Ein-Mühlenbetriebs zur Erhöhung der Lastflexibilität und Flammenstabilität ohne Zusatzbrennstoff

Dipl.-Ing**. Hans Christian Schröder**, TÜV SÜD Industrie Service GmbH, Mannheim
Dipl.-Ing. **Christian Gerber**, Grosskraftwerk Mannheim, Mannheim

Kurzfassung

Fluktuierend eingespeister Wind- und Solarstrom erfordert zunehmend technische Betriebsänderungen an thermischen Grundlast-Kraftwerken. Diese werden flexibler und vermehrt im unteren Teillastbereich gefahren. Um das sicher, umweltschonend und wirtschaftlich zu realisieren, können Anlagen auf den Betrieb mit nur einer statt mehrerer Kohlemühlen umgestellt werden. Gerade ältere Kraftwerke sind dafür aufgrund der robusteren Konstruktion oft besser geeignet. Der Ein-Mühlen-Betrieb hängt stark von der Konstruktion des Feuerungsraums ab. Die Tangentialfeuerung ist besonders geeignet, weil der Feuerungsraum als ein Gesamtbrenner betrachtet werden kann.

Im Grosskraftwerk Mannheim wurden im Rahmen von Versuchsfahrten gezielt die Auslegungsgrenzen einer Anlage mit Tangential-Eckenfeuerung angefahren. Bei Volllast lieferten bislang vier Kohlemühlen die zugehörige Feuerungswärmeleistung. Bei Teillast soll die Leistung mit alleinigem Kohlebetrieb nun auf den prozesstechnisch niedrigst möglichen Lastzustand runtergefahren werden. Das entspricht ca. 15 bis 20 Prozent der Dampfleistung. Dafür war der Kohlestaubeintrag deutlich zu reduzieren. Ein Ein-Mühlen-Betrieb sollte das leisten – ohne sonst übliches Stützfeuer durch Öl- oder Gasbrenner. Das gelang allein über die Anpassung der Betriebsleittechnik und des Feuerleitprogramms unter Berücksichtigung der Verfahrenstechnik. Weil keine konstruktiven bzw. wesentlichen Änderungen nötig waren, konnte der Genehmigungsstatus unverändert bleiben.

1. Einleitung

Für bestehende Kraftwerke ergibt sich die Herausforderung einer erhöhten Lastflexibilität mit der Zielgröße, Anlagen bis in den unteren Lastbereich zu fahren. Diese neuen, *normalen* Betriebszustände fielen früher üblicherweise unter den Begriff *Anfahrbetrieb.*

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Grundsätzlich wurden bei der Planung und Betriebsweise dieser *Altanlagen* Lastzustände für den alleinigen Kohlebetrieb oberhalb von ca. 40 % als Normgröße definiert. Grundlage hierfür war die Erkenntnis, dass für den alleinigen Kohlebetrieb ohne Stützfeuer eine mindestnotwendige Feuerungswärmeleistung als Voraussetzung für einen sicheren Betrieb angesehen wurde. Konkret bedeutet dies, dass diese Anlagen zunächst mit Stützfeuer (Öl- oder Gasbrennern) auf eine vorgegebene Mindestfeuerungswärmeleistung hochgefahren wurden. Erst dann erfolgte die sukzessive Zuschaltung der einzelnen Kohlemühlen in einen definierten Betriebsmodus. Nach Zuschaltung der ersten Kohlemühle wurde die Leistung der Stützfeuerung reduziert. Bei Zuschaltung der zweiten Mühle und Erreichen einer definierten Feuerungswärmeleistung mit Kohle (z. B. 40 %) wurde die Stützfeuerung außer Betrieb genommen.

Der alleinige Betrieb mit Kohle war daher bei der bisher vorgegebenen Mindestfeuerungswärmeleistung nur auf Grundlage eines Zweimühlenbetriebes möglich.

Dieser Betriebszustand war auch Grundlage eines anlagenspezifischen Feuerleitprogramms, der in der Betriebs- und Prozessleittechnik mit entsprechenden Freilastrechnern hinterlegt wurde. Grundlage hierfür waren die vorhandenen Verfahrensbeschreibungen und die Umsetzung in prozessleittechnische Anforderungen unter Berücksichtigung sicherheitstechnischer Anforderungen. Diese Betriebsbedingungen waren somit auch Grundlage für die Genehmigung, die Abnahme und die wiederkehrenden Prüfungen.

Auf die nun veränderten Betriebsweisen müssen die vorgenannten Unterlagen wie Verfahrensanweisungen, Feuerleitprogramme, prozessleittechnische Anforderungen und implementierten Schutzanforderungen/Konzepte den neuen betrieblichen Verhältnissen angepasst werden. Zur Bewertung möglicher Risiken wird auf Grundlage der Betriebssicherheitsverordnung eine anlagenspezifische Gefährdungsbeurteilung durchgeführt und den neuen betrieblichen Anforderungen angepasst.

In diesem Beitrag wird über die Erfahrungen bei der Umsetzung des Ein-Mühlenbetriebes, die Anpassung der Betriebsleittechnik und des Feuerleitprogramms unter Berücksichtigung verfahrenstechnischer Anforderungen berichtet.

2. Auslegungsdaten der Anlage und Feuerungsart

Bei dem Dampferzeuger handelt es sich um ein klassisches EVT-Design mit einer Tangential-Eckenfeuerung und vier Schüsselmühlen. Der Dampferzeuger wurde für eine Feuerungswärmeleistung (FWL) von 1.140 MWth und Erzeugung einer elektrischen Leistung von 475 MWel ausgelegt. Der Dampferzeuger wurde zusätzlich mit einer einfachen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Zwischenüberhitzung ausgelegt (Bild 1). Die Anlage wurde für folgende Betriebsparameter ausgelegt:

Hochdruckteil:
Dampfmenge: 1.400 t/h
Temperatur: 535 °C
Druck : 180 bar
ZÜ-Teil:
Dampfmenge: 1.180 t/h
Temperatur: 530 °C
Druck: 20 bar
Die Inbetriebnahme der Anlage erfolgte im Jahr 1993.

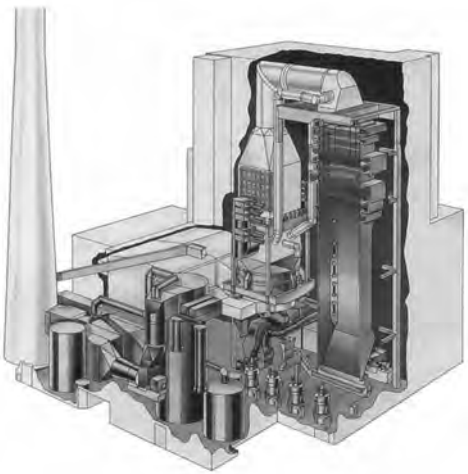


Bild. 1: Schematische Darstellung der EVT- Dampferzeugeranlage [1]

Mit der ausgeführten Tangentialfeuerung ist es möglich, eine optimale Feuerungsqualität über den Dampferzeugerquerschnitt zu erreichen.
In Tangential-Feuerungssystemen werden üblicherweise Strahlbrenner eingesetzt, über die der Kohlenstaub direkt in den Feuerraum eingeblasen wird und mit der parallel vorhandenen Unter- und Oberluftdüse der Staub im Feuerraum mit der Luft vermischt wird. Die Brenner befinden sich jeweils in den Ecken und sind so angeordnet, dass die Strahlbrenner horizontal in den Feuerraum den Staub eintragen und einen mittigen Flammenzyklon im Brennraum erzeugen (Bild 2).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

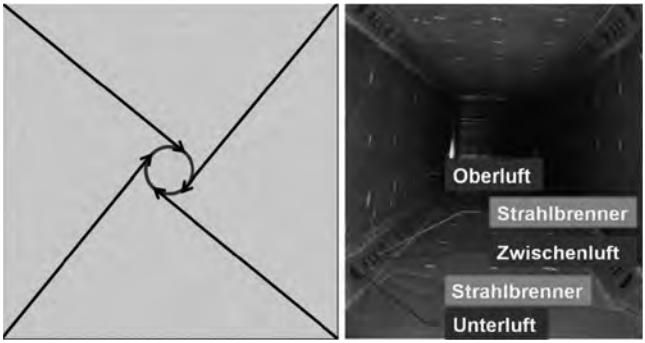


Bild 2: Prinzipieller Aufbau einer Tangential-Eckenfeuerung und Innenansicht in den Feuerraum [2]

Im Dampferzeuger befinden sich vier Brennerebenen mit jeweils zwei Brennern je Ebene und Ecke. Daraus ergibt sich für den Dampferzeuger im GKM eine Anzahl von 32 Kohlenstaubbrennern.

Diese Feuerungsart ermöglicht durch die symmetrische Anordnung der Brennerdüsen in jeder Ebene eine gleichmäßige Wärmeverteilung über den Verdampferquerschnitt und ergibt einen sehr guten Ausbrand. Die Durchmischung des eingebrachten Kohlenstaubes mit der Verbrennungsluft erfolgt im Feuerraum, da parallel zum eingebrachten Kohlenstaub die Verbrennungsluft separat über die vorhandenen Ober-, Unter- und Zwischenluftdüsen eingebracht wird und sich dadurch eine optimale Verwirbelung und Durchmischung im Feuerraum ergibt. [4] [5]

Dieses gewählte Feuerungskonzept bietet somit die folgend genannten Vorteile:

-- Eine gute Durchmischung von Luft und Brennstoff und eine gute Feuerungsqualität

-- Eine optimale Brennstoff-/Luftregelung mit geringem Brennstoff-Luftverhältnis

-- Eine gleichmäßige Temperaturverteilung über den Feuerraumquerschnitt

und die Feuerraumhöhe

Vereinfacht kann man auch sagen:

Die Brennkammer ist der Brenner.

Wie im Folgenden gezeigt wird, ist mit dieser Feuerung eine hohe Lastflexibilität bis in den unteren Regelbereich mit einer Kohlemühle erreichbar.

Die bisherige Lastbegrenzung hinsichtlich eines implementierten *Zwei-Mühlenbetriebes* basiert daher eher auf der Grundlage, dass zum damaligen Zeitpunkt eine sinnvolle untere Last bei ca. 30 % - 40 % angesetzt wurde. Dieser Lastbereich

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

wurde auch als sinnvolle *Zuschaltgröße* der Dampfturbine mit einhergehender Synchronisation mit dem elektrischen Netz angesehen.
In den letzten Jahren konnte durch Versuche zunehmend nachgewiesen werden, dass sich mit diesen Anlagen auch geringere Mindestlasten realisieren lassen, was auch vom zukünftigen *Lastmanagement* erwartet wird. Dies zeigt auch, dass diese *Altanlagen* zum damaligen Zeitpunkt mit hohen Reserven ausgelegt wurden und durchaus mit einer höheren Lastflexibilität betrieben werden können.
Festgestellt werden kann auch, dass eine Tangentialfeuerung gegenüber anderen Feuerungssystemen eine wesentlich günstigere Lastflexibilität durch die optimale Wärmeverteilung in der Brennkammer und nachgeschalteten Heizflächen aufweist.

3. Bisherige Anforderungen an den Betrieb mit dem Brennstoff Steinkohle

Grundlage der Genehmigung für den bisherigen Betrieb waren die Anforderungen, die in den TRD/Technische Regeln für Dampferzeuger [3] und Verfahrens und Betriebsanweisungen der Lieferanten beschrieben wurden. Entsprechende Anforderungen für die Feuerung wurden in den TRDs 411 - 413 beschrieben.

-- TRD 411: Ölfeuerungen an Dampfkesseln
-- TRD 412: Gasfeuerungen an Dampfkesseln
-- TRD 413: Kohlenstaubfeuerungen an Dampfkesseln

Das primäre Schutzziel dabei war, dass Feuerungen unter Berücksichtigung folgender Anforderungen sicher betrieben werden:

- Schaffung von Mindeststartbedingungen für den sicheren Eintrag von Kohle über den Zuteiler, Kohlemühle, Sichter in den Feuerraum, optimale Verteilung des Kohlenstaubs in den Feuerraum und Zündung durch die eingesetzte Stützfeuerung
- Sicheres Zünden des eingebrachten Kohlenstaubs
- Sicherstellung eines optimalen Brennstoff-/Luftverhältnisses (Lambda)
- Vermeidung von möglichen Verpuffungen bzw. unkontrolliertem Zünden von eingebrachtem Kohlenstaub
- Optimale Erkennung der Feuerungssignale mit den eingesetzten Flammenwächtern der einzelnen Brenner

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Daraus ergab sich als Mindeststartbedingung für die erste Mühle ca. 30 % - 40 % der Nenn-Feuerungswärmeleistung, zu erreichen mit der vorhandenen Zünd- und Stützfeuerung.

Von den Lieferanten wurden auf Grundlage der vorgenannten Regelwerke entsprechende Unterlagen in Form von Betriebsanleitung und -anweisungen erstellt. Diese wurden als Grundlage für die Kesselwärter angesehen, damit diese die Anlage entsprechend bedienen und warten konnten.

Diese mussten u. a. enthalten:

- Ein entsprechendes Anordnungsschema der Bekohlungs-, Mahl- und Feuerungsanlage mit dazugehöriger Verfahrensbeschreibung hinsichtlich deren Funktion und Betriebskonzept
- Eine Prüfanweisung für die Flammenüberwachungssysteme
- Vorschriften für die Wartung dieser Anlagen
- Vorschriften für die In- und Außerbetriebnahme der Bekohlungs-, Mahl- und Kohlenstaubfeuerungsanlage
- Beschreibung von Maßnahmen, die bei Störungen oder Gefahren zu ergreifen sind

Die vorgenannten Unterlagen waren somit auch Teil der Genehmigung und wurden u. a. auf Grundlage der TRD 520 [3] *„Richtlinie für das Verfahren der Erlaubnis zur Errichtung und zum Betrieb und für das Verfahren der Anzeige von Dampfkesselanlagen“* überprüft.

4. Zukünftige Anforderungen an den Betrieb mit dem Brennstoff Steinkohle

Zukünftig sollen am Standort GKM mit geänderten Betriebsweisen geringstmögliche Lastpunkte angefahren werden, um eine Optimierung von Betriebskosten und eines angepassten Lastmanagement unter flexibilisierten Einsatzbedingungen zu ermöglichen.

Dabei ergibt sich die Frage: Was bedeutet eine flexible Fahrweise?

- Reduzierung der bisherigen Mindestlasten
- Höhere Lastgradienten (schnelleres An- und Abfahren)
- Verlagerung der Mindestlast in den früher üblichen Anfahrbetrieb
- Veränderte Betriebszustände und mögliche Abweichungen zu den bisher vorhandenen Betriebshandbüchern, Feuerleitprogrammen, Regelwerksanforderungen und Genehmigungsunterlagen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

- Veränderung von *Reaktionsmechanismen*, beispielsweise sichere Zündung des eingesetzten Kohlenstaubs bei veränderten Einsatzbedingungen und Auswirkung auf die nachgeschalteten Heizflächen hinsichtlich Erreichung der Betriebsparameter
- Mögliche Veränderung der unverbrannten Anteile durch Reduzierung der Feuerungswärmeleistung und durch häufiges An- und Abfahren
- Überdenken bisher üblicher Vorbelüftungskonzepte
- Nachbelüftungskonzept nach Abschaltung der Feuerung und qualifizierte Bewertung, ob während des Stillstandes Brennstoffanteile unkontrolliert in den Feuerraum gelangen können. Mit dieser Maßnahme ließe sich beurteilen, ob dann ein nochmaliges Vorbelüften vor dem Start der Feuerung notwendig ist Veränderte Verschleißbedingungen von Anlagenbereichen
- Einfluss auf die vorhandene Messtechnik zum Nachweis von Emissionen und Überprüfung ihrer Kalibrierbarkeit für diese neuen Lastzustände
- Einfluss der *Wasserchemie* im Wasserdampfkreislauf des Dampferzeugers

Die vorgenannten Sachverhalte beeinflussen zukünftig wesentlich die Anfahr und Betriebsoptimierung.

Klassische Betriebsweise, bisher:
• Konservative Fahrweise unter Einhaltung von Auslegungsgrenzen und etriebshandbüchern auf Grundlage der ursprünglichen Planungsgrundlagen.

Optimierte Betriebsweise für die Zukunft:
• Gezieltes Anfahren von Auslegungsgrenzen und Erhöhung der Prozessführungseffizienz auf der Grundlage eines anlagenspezifischen Prozessmodells

• Vorausschauende Betriebsweise mit Koordination mehrerer Einflussparameter
• Online optimierte Fahrweise in Echtzeit
• Nutzung weiterer möglicher Tools wie z. B. Trendgüteüberwachung, Lebensdauerüberwachung (insbesondere Ermüdung)

Dieses erfordert:
• Systemische Anlagenkenntnisse
• Beschreibung neuer Grenzwertparameter, Risikobewertung des zukünftigen Anlagenbetriebs und Auswirkung auf Betrieb, Verschleiß und Instandhaltung

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

• Abgleich vorhandener Betriebshandbücher, Bedienungsanleitungen
• Kenntnis und Wissen über mögliche Abweichungen, Fehler und Schäden

Hinweis:
Diese neuen Betriebsstände fielen früher unter den Begriff des Anfahrbetriebs. Bild 3 zeigt exemplarisch die Lastprofile des Kraftwerksblocks 6 am Standort in Mannheim über einen ausgewählten Betriebszeitraum. Eine wesentliche Zielgröße dabei ist, den niedrigsten Lastpunkt hinsichtlich der Dampfproduktion des Dampferzeugers zu erreichen. Ziel der Versuche an den Anlagen des GKM war, die bisherige Mindestlast auf 15 % – 20 % absenken zu können.

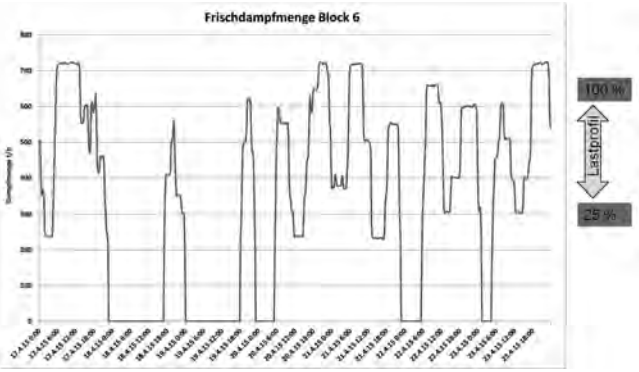


Bild 3: Lastprofil am Beispiel eines Kraftwerksblockes über einen Zeitzyklus [1]

5. Untersuchung des Ein-Mühlenbetriebs im Großkraftwerk Mannheim

Das Großkraftwerk Mannheim betreibt am Standort Mannheim vier steinkohlebefeuerte Dampferzeuger mit nachgeschalteten Dampfturbinen. Zur Steigerung der Effizienz und der lastflexiblen Fahrweise werden seitens des GKM diesbezüglich entsprechende Maßnahmen geprüft.
Block 6 wird bereits seit der Umbaumaßnahme im Jahr 2002 von Gas- auf Kohlefeuerung mit einem Ein-Mühlenbetrieb betrieben. Diese Blockeinheit verfügt über eine relativ geringe Erzeugungsleistung von 280 MWel-brutto und wurde lediglich mit drei Kohlemühlen ausgerüstet. Der umgesetzte Ein-Mühlenbetrieb funktionierte von Beginn an problemlos. Somit lag der Fokus bei der weiteren Umsetzung des Ein-Mühlenbetriebs bei den Blöcken 7 und 8.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Gängige Praxis war bei diesen Blöcken bisher eine Mindestfeuerungsleistung (30 % –– 40 %) von Stützbrennstoff (Öl) in zwei Feuerungsebenen zum Start der ersten Kohlemühle und der weiteren Zuschaltung der zweiten Kohlmühle. Ein Einsatz ohne Stützfeuer erfolgte somit mit mindestens zwei in Betrieb befindlichen Kohlemühlen der Ebenen 10 und 30.
Bei ersten Vorversuchen zeigte sich, dass der Block 7 nicht geeignet ist für einen Ein-Mühlenbetrieb. Dieser Block weist eine doppelte Zwischenüberhitzung auf und es zeigte sich, dass im unteren Lastbereich die Dampfparameter im ZÜ-Bereich nicht erreicht wurden.Zusätzlich ergaben sich Temperaturprobleme im Abdampfbereich der Vorschaltturbinen.
Somit konzentrierten sich die Maßnahmen, hinsichtlich eines lastflexiblen Einsatzes durch die Mindestlastabsenkung mittels *Ein-Mühlenbetrieb* ohne Stützfeuerung, auf den Block 8.
Hierzu wurde im ersten Schritt untersucht, ob der bis zu diesem Zeitpunkt implementierte Schwachlastbetrieb mit den Kohlenmühlen der Ebenen 10 und 30 eine günstige Konstellation für die spätere Auswahl einer geeigneten Mühlenebene bietet.
Die Versuche haben ergeben, dass der Schwachlastbetrieb mit den Ebenen 20 und 30 günstiger ist.
Die Versuchsfahrten wurden vom GKM durchgeführt und vom TÜV SÜD mit folgenden Aufgabenstellungen begleitet:

- Teilnahme an Versuchen im laufenden Betrieb und Besprechungen
- Begleitende Prüfungen und Bewertung durchgeführter Modifikationen
- Vergleich und Interpretation der veränderten Betriebsverhältnisse unter Berücksichtigung folgender Leistungen:

  - ✓ Erstellung einer modifizierten verfahrenstechnischen Beschreibung für den zukünftigen Anlagenbetrieb auf Grundlage der vorhandenen Betriebsanleitung und ergänzenden technischen Unterlagen
  - ✓ Prüfung und Bewertung der leittechnischen Änderungen
  - ✓ Bewertung und Erstellung einer angepassten Gefährdungsbeurteilung auf Grundlage der Betriebssicherheitsverordnung und bestehender verfahrenstechnischer Beschreibung/Gefährdungsbeurteilung
  - ✓ Erstellung eines Abschlussberichtes und Ausstellung einer Prüfbescheinigung

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Das Projekt wurde 2015 gestartet, im Rahmen der Jahresrevision 2016 wurden die Maßnahmen umgesetzt. Einige Tätigkeiten der oben genannten Leistungspakete sind noch in Bearbeitung.
Grundlage für die Datenzusammenstellung der verfahrenstechnischen Beschreibung und Gefährdungsbeurteilung sind die beim GKM und TÜV vorliegenden Dokumentationen.
Wir gehen derzeit davon aus, dass alle relevanten Informationen und Dokumente vorhanden sind.

6. Zielgrößen und Überlegungen der Mindestlastabsenkung während der Versuchsfahrten

Folgende Überlegungen standen bei der Versuchsdurchführung im Fokus:

- Absenkung der derzeitigen technischen DE-Mindestlast von 380 t/h auf 270 t/h und entsprechend 20 % DE-Last im Ein-Mühlenbetrieb
- Beherrschung der HD-Abdampftemperaturen nach der Vorschaltturbine; nötigenfalls Anhebung des HD-Dampfdruckes von 80 bar auf 100 bar oder 120 bar
- die maximal zulässigen HD-Abdampftemperaturen betragen 420 °C, da die KZÜ-Leitung zwischen Vorschaltmaschine und Kessel nur auf diese Temperatur ausgelegt ist, das HD-Abdampfgehäuse der Turbine hingegen auf 450 °C
- die ZÜ-Heizflächen von Block 8 sind überdimensioniert, die des Nachbarblocks 7 hingegen unterdimensioniert. Um diese Unterschiede auszugleichen, wurde eine trennbare Verbindungsmöglichkeit beider Zwischenüberhitzer geschaffen, sodass sämtliche ZÜ-Heizflächen adäquat durchströmt und gekühlt werden
- Untersuchung einer möglichen Mindestlastabsenkung auf Grundlage der vorgenannten Randbedingungen, wenn der Block 8 mit der zu groß dimensionierten ZÜ-Heizfläche ohne den Block 7 in Betrieb ist
- Bewertung einer notwendigen Mindestrauchgastemperatur als Eintrittsbedingung für die DeNOx-Anlage

7. Ergebnisse aus den Versuchsfahrten

Der Ein-Mühlenbetrieb hat folgende Ergebnisse bzw. Erkenntnisse ergeben:

- Der Ein-Mühlenbetrieb wirkt sich sowohl auf die Nassaschequalität als auch auf die Flugaschequalität aus. Der Sichter musste bei Versuchen voll ausgefahrenwerden, um die Anforderung für die Flugasche von 5 % Glühverlust einzuhalten. Die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Nassasche war augenscheinlich schwarz und wies einen Glühverlust von ca. 25 % auf.

- Es wurde ein Anstieg von CO-Gehalt und NOx im Rauchgas festgestellt (Bilder 4 a-c).
- Die Eintrittsrauchgastemperaturen am Katalysator lagen über den gesamten Versuchszeitraum im gewünschten Bereich (Bild 5).
- Die Flammensignale waren bis auf kleine Fluktuationen stabil. Grund hierfür ist, dass der Betrieb mit einer Kohlemühle mit einer höheren *Beladung an Kohlenstaub* erfolgte und somit eine höhere Feuerungswärmeleistung vorliegt. Im Zwei-Mühlenbetrieb liegt die Feuerungswärmeleistung je Mühle deutlich darunter.
- Die ursprüngliche Einsatzplanung des alleinigen *Zwei-Mühlenbetriebs* erfolgte mit den Kohleebenen 10 und 30. Aufgrund der Ergebnisse der Versuchsfahrten wurde für den zukünftigen Betrieb die benachbarten Kohleebenen 20 und 30 festgelegt. Der Ein-Mühlenbetrieb erfolgt mit der Ebene 20. Bei einer Lasterhöhung aus dem Ein-Mühlenbetrieb erfolgt dann in einer Abfolge die Zuschaltung der Ebenen 10, 30 und 40. Vor dem Einsatz der Ebene 10 erfolgt eine vorherige Zuschaltung von Ölbrennern, um vorhandene Kohlenstaubpartikel unterhalb der Ebene 10 sicher zu zünden. Dadurch wird sichergestellt, dass sich keine Druckstöße in den Naßentascher auswirken.

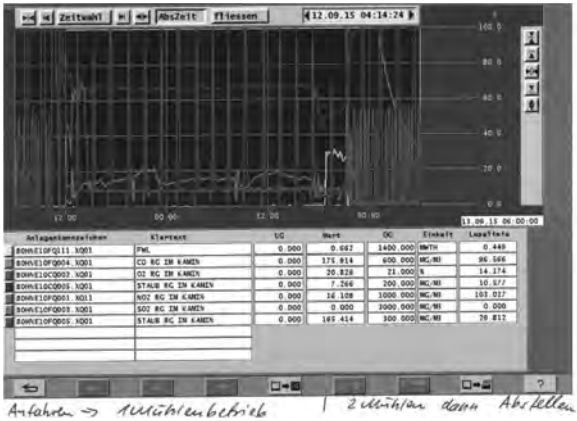


Bild 4a: Betriebsmesswerte aus *Anfahren Ein-Mühlenbetrieb mit anschließend Zwei-Mühlenbetrieb und Abstellen* [1]

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

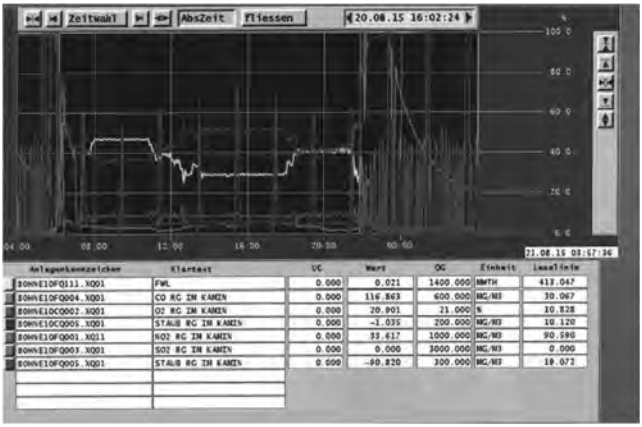


Bild 4b: Betriebsmesswerte aus *Zwei-Mühlenbetrieb* [1]

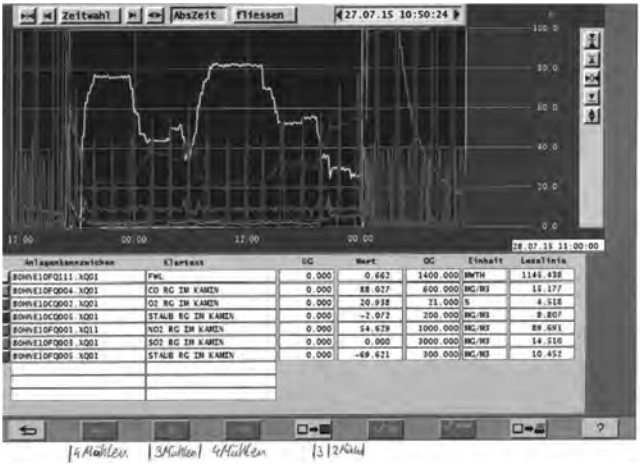


Bild 4c: Betriebsmesswerte aus Mix *Mehr-Mühlenbetrieb* [1]

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

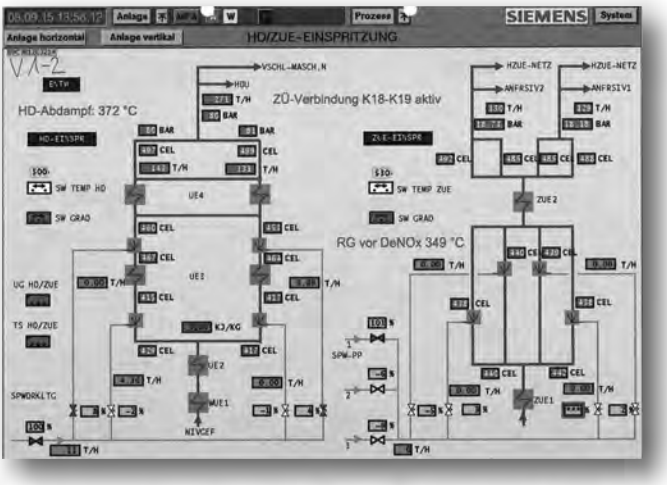


Bild 5: Rauchgastemperatur vor DeNOx ca. 349 °C mit Kohlemühle in Ebene 2. Versuche mit der Kohlemühle in der Ebene 3 ergaben höhere Temperaturen 351 °C/364 °C [1]

Bei den Versuchsreihen und dem Einsatz unterschiedlicher Mühlenzustände wurden u. a. folgende Erkenntnisse erzielt:

- Die ZÜ-Heizfläche des Blockes 8 erwies sich als vom Hersteller zu groß dimensioniert.
- Abstand zwischen letzter Feuerungsebene und Eintritt Tragrohrschott beträgt lediglich ca. 15 m, wodurch sich Mühle 4 für den Ein-Mühlenbetrieb von vornherein ausschloss
- Der Ein-Mühlenbetrieb ist grundsätzlich in den Ebenen 2 und 3 möglich
- Bei Betrieb der Ebene 3 ergibt sich eine größere Dampftemperaturspreizung als bei Betrieb der Ebene 2.
- Aus diesem Grund wurde der Ein-Mühlenbetrieb in der Ebene 2 favorisiert. Hierbei ergibt sich zwar eine leicht abgesenkte ZÜ-Temperatur, was aber betrieblich tolerierbar ist.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

8. Verfahrenstechnische Bewertung der neuen Betriebsweise

Die durchgeführten Versuche mit einem Ein-Mühlenbetrieb ergaben bei keinem Betriebszustand erhöhte Risiken oder Gefahren. Auf Grundlage der vorgenannten Ergebnisse wurde die Ebene 20 für den Ein-Mühlenbetrieb ausgewählt, dieVersuchsreihe mit dem Ein-Mühlenbetrieb konnte erfolgreich abgeschlossen werden. Die neuen Anforderungen für den zukünftigen Ein-Mühlenbetrieb wurden bereits im Feuerleitprogramm als Grundlage für den zukünftigen Betrieb der Anlage beschrieben.

Die bisher im Leittechnikprogramm und im Kesselschutz implementierten Anforderungen für den Schwachlastbetrieb mit zwei Mühlen wurden auf die neue Betriebsweise *Ein-Mühlenbetrieb* angepasst. Dabei ergab sich, dass lediglich das Signal *Zweite Kohleebene in Betrieb* ersatzlos gestrichen werden musste (Bild 6). Darüber hinausgehende Anforderungen mussten nicht durchgeführt werden.

Konkret bedeutet dies, dass sich am eigentlichen Kesselschutz und Feuerungsschutz nichts geändert hat.

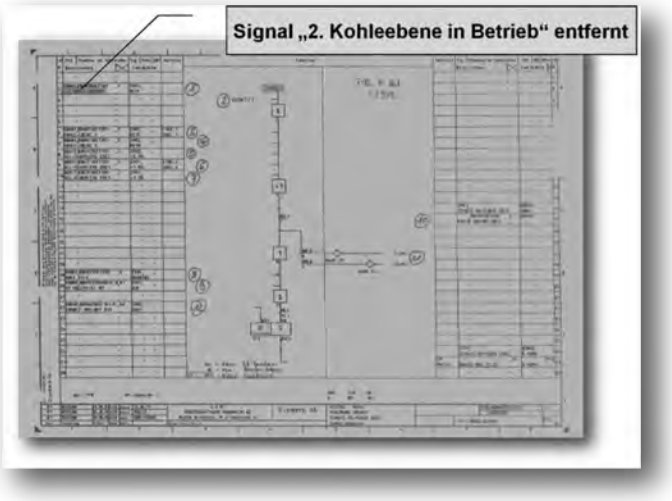


Bild. 6: Logikplan und Schutzsignal *Zweite Kohleebene in Betrieb* [1]

Betriebstechnische Änderungen ergaben sich bei der Erstellung des neuen Feuerleitprogramms und deren Programmierung. Die neue Betriebsweise beinhaltet kein erhöhtes Betriebsrisiko gegenüber den bisher üblichen Betriebsbedingungen. Somit gibt es keine zusätzlichen Gefahren, auf die in besonderer Weise eingegangen werden muss.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Bewertung des Risikos kann mit folgender Grafik erfolgen (Bild 7).

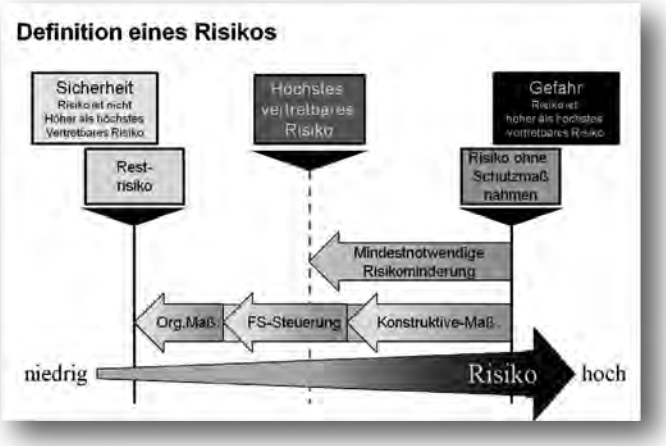


Bild 7: Definition von Risiken und Einflussgrößen [2]

Das geringstmögliche Restrisiko wird also über das Zusammenwirken von

- Konstruktiven Maßnahmen
- Funktionaler Sicherheitssteuerung (Schutzfunktionen) und
- Organisatorischen Maßnahmen

erreicht.

Konstruktive Maßnahmen:

- Es ergaben sich für diese Maßnahme keine Änderungen.

Kesselschutz, Betriebsleittechnik:

- Es wurde das im Logikplan hinterlegte Signal *2. Kohleebene in Betrieb* ersatzlos gestrichen. Weitere Maßnahmen hinsichtlich des bereits vorhandenen Kesselschutzes waren nicht notwendig.
- Anpassung der verfahrenstechnischen Anforderungen und des Feuerleitprogramms (FLP) auf die neuen Betriebsverhältnisse

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Organisatorische Maßnahmen:

- Grundlage hierfür ist das neue Feuerleitprogramm und Unterweisung der Mitarbeiter und des Bedienpersonals
- Anpassung der vorhandenen betriebsspezifischen Gefährdungsbeurteilung

9. Zusammenfassung

Der Ein-Mühlenbetrieb konnte erfolgreich durchgeführt werden und ergab keine Probleme. Somit wurde diese Maßnahme im Block 8 leittechnisch umgesetzt und wird ab Ende der Stillstandsrevision im August 2016 eingeführt.

Die Blöcke 6, 7 und 8 im Großkraftwerk Mannheim sind auf Grundlage der Betriebs-Sicherheits-Verordnung (BetrSichV) als sogenannte *Altanlagen* zu betrachten, da diese bereits vor dem 01.01.2003 betrieben wurden. Für überwachungsbedürftige Anlagen, die vor dem 01.01.2003 bereits erstmalig in Betrieb genommen wurden, bleiben, hinsichtlich der an sie zu stellenden Beschaffenheitsanforderungen, die bis zu diesem Zeitpunkt geltenden Vorschriften und regelwerkstechnischen Anforderungen maßgebend. Das bedeutet, dass die damalig gültige Dampfkesselverordnung (DampfkV) weiterhin eine nachwirkende Wirkung hat.

Somit sind die geplanten Änderungen des Kesselschutzes in Verbindung mit dem zukünftig möglichen Ein-Mühlen-Betrieb ohne Ölstützfeuer als keine wesentliche Änderungen auf Grundlage von § 13 DampfkV bzw. Änderung entsprechend § 18 der BetrSichV anzusehen. Weitere Hinweise hierzu ergeben sich aus TRD 520 8.2. [4] und bedürfen somit keiner erneuten Erlaubnis. Es ergeben sich durch die notwendigen Änderungen und den aktualisierten Betriebsmodus keine Beeinflussungen für die sicherheitstechnischen Anforderungen der Anlage.

Somit stehen dem zukünftigen Betrieb von Block 8 im *Ein-Mühlenbetrieb* ohne Stützfeuerung keine sicherheitstechnischen Bedenken entgegen.

Abschließend werden die einzelnen Erkenntnisse und Ergebnisse nochmals zusammenfassend beschrieben:

- Versuche zur Mindestlastabsenkung waren erfolg- und aufschlussreich; eine Absenkung der DE-Last auf 20 % (270 t/h HD) ist gut möglich; die erreichte elektrische Blocklast betrug < 50 MWel, also weniger als 10 % der elektrischen Blockvolllast (brutto), hierbei leistete die Vorschaltturbine lediglich noch 10 MWel bis 13 MWel

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

- Eine Anhebung des HD-Druckes zur Absenkung der HD-Abdampftemperatur der Vorschaltturbine war nicht notwendig; die erreichten Werte lagen stets unter 400 °C.
- Die Mindest-ZÜ-Durchströmung wird auch mit getrennter ZÜ-Verbindung Block 7/ Block 8 sicher eingehalten
- Die Rauchgastemperaturen ließen bei allen Versuchen einen problemlosen Betrieb der DeNOx-Anlage zu und lagen deutlich oberhalb von 300 °C
- Die festgestellten Schieflagen der Massenströme liegen sowohl im HD als auch im ZÜ im tolerierbaren Bereich, gleiches gilt für die Dampftemperaturen
- Die restverbrennlichen Anteile in der Flug- und Nassasche erhöhen sich signifikant und müssen daher in Abhängigkeit von der Brennstoffqualität entsprechend beobachtet und geprüft werden
- Kritische Betriebszustände wurden nicht erreicht.
- An der vorhandenen Infrastruktur der Anlage und vorhandenen Leittechnikstruktur ergaben sich keine wesentlichen Änderungen. Die vorhandenen *Schutz-anforderungen* mussten nur geringfügig angepasst werden
- Die Leittechnikstruktur wurde an den neuen Betriebsmodus *Ein-Mühlenbetrieb* angepasst, unter Berücksichtigung eines neuen Feuerleitprogramms
- Der aktuelle Genehmigungsstatus der Anlage wurde nicht verändert

10. Quellen

[1] Großkraftwerk Mannheim
[2] Eigene Darstellung von Hans Christian Schröder
[3] Technische Regeln für Dampfkessel
[4] Jahrbuch der Dampferzeugung 4. Ausgabe, Vulkan-Verlag: Essen.
[5] Fachkunde für den Dampfkraftwerksbetrieb / Dampferzeugung 1 VGB Technische Vereinigung der Großkraftwerksbetreiber e. V., 2. Auflage 1971

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die TBK- Feuerung im Labor und an einem Großdampferzeuger: Parallelen im Last- und Emissionsverhalten

Dipl.-Ing.(FH) **Christian Katzer**, Dr.-Ing. **Frank Schierack**, Prof. Dr.-Ing. **Hans Joachim Krautz**; Cottbus

Kurzfassung

Mit der steigenden Erzeugung volatilen Stroms aus erneuerbaren Energien werden die Anforderungen an die Flexibilität der konventionellen Kraftwerke erhöht. Der Einsatz von Stützfeuerungssystemen auf Basis von Trockenbraunkohle (TBK) ermöglicht die Erweiterung des Lastbereiches und der Lastgradienten am Dampferzeuger. Untersuchungen zum Teillastverhalten von TBK-Brennern wurden an der BTU Cottbus – Senftenberg an einem 400 kW_{th} Verbrennungsversuchstand und an dem industriellen 30 MW_{th} TBK-Staubbrenner der Firma BBS (Babcock Borsig Steinmüller GmbH) durchgeführt. Der verfügbare Einsatzbereich des Brenners ist maßgeblich von der Intensität den brennernahen Mischungsvorgang abhängig. Mit der Absenkung der Brennerleistung ist beispielsweise eine signifikante Steigerung der NO_x-Emission verbunden. Dieser Effekt ist auf die Veränderung des brennernahen Strömungsprofiles zurückzuführen. Mit Maßnahmen wie der Erhöhung der Drallzahl, Verteilung der Luftimpulsströme und Veränderung des Primärimpulses konnte eine Stabilisierung und Intensivierung der Reaktionszone und somit eine Verbesserte des Teillastverhaltens nachgewiesen werden.

1. Einleitung

Der Regelbereich eines kohlebefeuerten Kraftwerkes ist wesentlich durch den Leistungsbereich des Dampferzeugers limitiert. Derzeit ist die technische Mindestlast für Braunkohlekraftwerke typischerweise auf 50% bis 60% für Altanlagen und 35% bis 40% bei Neuanlagen hinsichtlich der Nennleistung begrenzt. Dieses eingeschränkte Regelband kann gegenwärtig bei hoher regenerativer Energieerzeugung zur temporären Abschaltung der konventionellen Anlagen führen [1]. Der Einsatz von Stützfeuerungssystemen auf Basis von Trockenbraunkohle ermöglicht die Erweiterung des Lastbereiches und der Lastgradienten am Dampferzeuger. Ebenfalls können Hilfsbrennstoffe wie Öl oder Gas entfallen.

Die Brenner der TBK-Feuerung müssen neben der eigenen Zündzuverlässigkeit und Lastflexibilität auch die stabile und emissionsarme Fahrweise des Kessels gewährleisten. Die Kenntnis der optimalen Einstellung der Brennstoff- und Luftverteilung in verschiedenen Betriebszuständen der TBK-Brenner sind von großem Nutzen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Untersuchungen am Lehrstuhl Kraftwerkstechnik der BTU Cottbus - Senftenberg befassten sich in Rahmen eines Verbundvorhabens mit der Charakterisierung der Einsatzgrenzen eines TBK-Staubbrenners im Labormaßstab. Als industrieller Vergleich dient, dass durch die Firma BBS errichtete TBK-Zünd- und Stützfeuerungssystem mit acht 30 MW_{th} TBK-Staubbrennern, welches im Block F des Kraftwerkes Jänschwalde (Lausitz Energie Kraftwerke AG) integriert wurde.

2. Anlagenbeschreibung

Laboranlage

Der Verbrennungsversuchsstand (VVS400) am Lehrstuhl Kraftwerkstechnik der BTU Cottbus - Senftenberg ist eine 400 kW_{th} Feuerungsanlage zur atmosphärischen Verbrennung von Erdgas und Braunkohlenstaub [2]. In Abbildung 1 ist die Brennkammer und die detaillierte Brennerkonstruktion schematisch dargestellt. Der vertikale Brennraum ist als gekühlte Membranrohrwand ausgeführt und bis zu einer Höhe von 2.2 m mit einem Feuerfestbeton ausgekleidet. Im Sekundärluftstrom wurden drei Drallkörper (15°, 30°, 60° Verdrallung der Leitschaufeln) untersucht, die geometrisch berechneten Drallzahlen des Drallbrenners sind 0.24 – 0.54 – 1.57. Das Luftstufungsverhältnis (K_{mf}) zwischen dem Sekundärluftstrom und dem Tertiärluftstrom wurde von 0.5 bis 1.5 variiert.

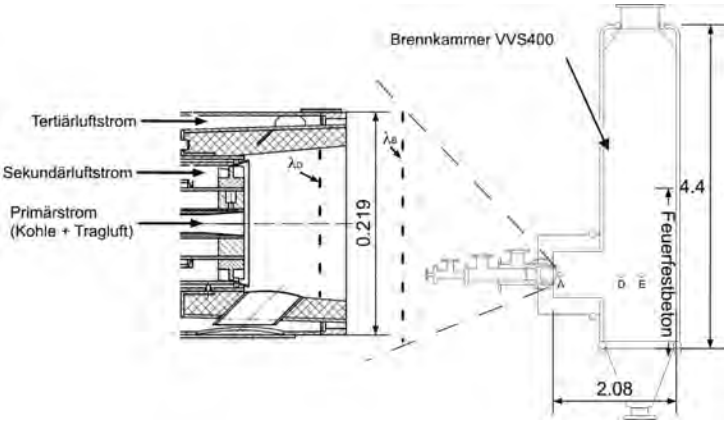


Bild 1: Brennerkammer und TBK-Staubbrenner des Verbrennungsversuchstandes

Der rechnerische Lambdawert an der Position des Brenneraustrittes (λ_B) ist mit ca. 1.3 und ca. 1.7 aufgrund des konstruktiv begrenzten Sekundärimpulses unkonventionell hoch eingestellt. Der Fokus der Laboruntersuchungen liegt bei der Charakterisierung der

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Flammenstabilität in Abhängigkeit des Strömungsprofiles, unter der Vernachlässigung einer NO_x-reduzierten Fahrweise. Die Versuchseinstellungen wurden für die Teillastfahrweise variiert. Das Strömungsprofil des TBK-Brenners im Labormaßstab stellt sich abweichend vom Auslegungszustand ein. Mittels der Luftstufung am TBK-Staubbrenner konnte im Diffusorbereich ($»_D$) ein rechnerischer Lambdawert zwischen 0.6 und 1.0 eingestellt werden.

30 MW TBK-Brenner

Die bestehenden acht Ölzündbrenner (2 Ebenen mit 4 Brennern) des 815 t/h Dampferzeugers im Block F2 des Braunkohlekraftwerkes in Jänschwalde wurden durch acht neue TBK- Brenner mit einer Leistung von 30 MW_{th} ersetzt [3]. Die TBK-Brenner werden dabei als Startbrenner und als Stützbrenner im Mindestlast- Mischfeuerbetrieb eingesetzt. Sie können im Gegensatz zu den Ölbrennern in einem Leistungsbereich von 25% bis 100% geregelt werden. Die TBK-Brenner sind hierbei als sogenannte Drallbrenner mit gestufter Luftzuführung ausgeführt.

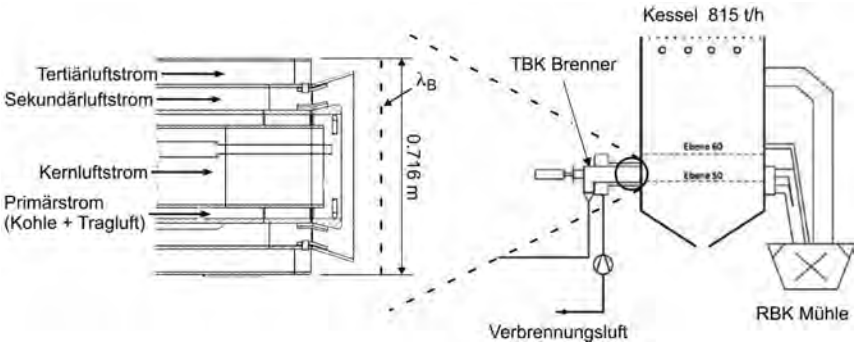


Bild 2: TBK Brenner am Standort Jänschwalde

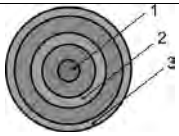
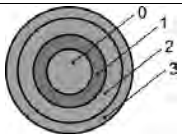
In Abbildung 2 ist die Brennerkonstruktion und der Einbauort im Kessel vereinfacht dargestellt. Die beiden Hauptluftströmungen (Sekundär und Tertiär) sind mit variablen Drallkörpern ausgerüstet. Der Primärstrom ist am Austritt mit einem Zahnring ausgestattet, welcher ein Aufreißen des Kohlenmassenstromes ermöglicht und damit die Durchmischung mit dem Hauptluftstrom fördert. Das innenliegende Kernluftrohr wird hauptsächlich für die Aufnahme der Zündeinrichtung genutzt, im stabilen TBK-Betrieb erfüllt diese nur eine Kühlwirkung der innenliegenden Bauteile. In Tabelle 1 ist ein kurzer Vergleich der Brenner angestellt.

Im Rahmen der Inbetriebnahme wurden verschiedene Brennereinstellungen untersucht, um die Zündzuverlässigkeit und Teillastfähigkeit der TBK- Brenner zu erhöhen. Bei diesen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Untersuchungen stand das Emissionsverhalten des Mischfeuerbetriebes (RBK/TBK) im Focus. Der TBK-Brenner wird bei seiner Nennlast (30 MW_{th}) deutlich unterstöchiometrisch gefahren, der fehlende Luftanteil wird anschließend durch die Luftstufung des Kessels zugeführt. Die eingesetzte TBK-Kohle entspricht demselben Brennstoff wie in der Laboranlage, alternativ kann eine mithilfe der druckaufgeladenen Dampfwirbelschichttrocknung (DDWT) in Schwarze Pumpe hergestellt Kohle verwendet werden. Diese hat den gleichen Heizwert ist aber durch eine deutlich gröbere Körnung gekennzeichnet.

Tabelle 1: Vergleich der untersuchten TBK-Staubbrenner

	Laborbrenner 0.4 MW_{th}	F2 Jänschwalde 30 MW_{th}
Schematisch Brennerspiegel		
Kernluft(0)	Nicht vorhanden	Zentrales Rohr, Aufnahme der Zündeinrichtung, Kühlluftströmung
Primärluft(1)	Zentrales Rohr unverdrallt	Verdrallt, Ringquerschnitt mit Zahnring am Außenumfang als Flammenstabilisator
Sekundärluft(2)	Feste Drallkörper (15°, 30° und 60°)	Stufenlos verstellbarer Drallapparat ist fixiert bei effektiv ca. 35°
Tertiärluft(3)	unverdrallt	Stufenlos verstellbarer Drallapparat ist fixiert bei 0° (kein Drall)
Brennstoff	TBK - LignoPlus (R auf 0.09 mm < 40%)	TBK - LignoPlus und DDWT - FlexCoal (R auf 0.09 mm = ca. 75%)

Die Stabilität des TBK Brenners wird durch den Brennereigenen Flammenwächter bewertet. Diese Bewertung ist insofern problematisch, weil Flammen der anderen Feuerstellen (TBK Brenner und Mühlen) nicht erkannt werden dürfen. Daher existieren an den baugleichen TBK- Brennern teilweise verschiedene Flammenwächtereinstellungen zur Bewertung der Brennerstabilität.

3. Beschreibung der Charakterisierung der Reaktionszone mittels des Axialimpulsverhältnisses

Bei den vorgestellten Staubbrennern sind die Transportprozesse in der Scherströmung zwischen den Parallelströmungen (Luft, Staub, Rauchgas) von besonderer Bedeutung. Die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Intensivierung der Scherströmungen aufgrund von Impulsunterschieden verbessert die turbulente Vermischung zwischen Reaktionspartner. Mit dem Einsatz von Drallkörpern können weitere Scherströmungen durch Ausbildung von internen Rückströmungszonen erzeugt werden und damit der Durchmischungsprozess verbessert werden. Die äußere Rückströmung von heißem Rauchgas wird benötigt um den Wärmeeintrag für die Zündung des einströmenden Kohlenmassenstromes zu gewährleisten Mit dem Betrieb des Brenners abweichend vom Auslegungszustand (z.B. Teillast) werden die Strömungsverhältnisse zwischen den gekoppelten Freistrahlen geändert.

Zur Charakterisierung der Strömungszonen im Nahbereich des Brenners soll das Axialimpulsverhältnis Hm genutzt werden [4]. Dieses wird als Verhältnis aus den drei relevanten Einströmungen Primär (P), Sekundär(Sek.) und Tertiär(Tert.) der untersuchten TBK-Brenner gebildet:

$$\text{Axialimpulsverhältnis} \quad H_m = \frac{\dot{I}_P}{(\dot{I}_S + \dot{I}_T)} = \frac{(\dot{m}_K + \dot{m}_{TL})u_P}{(\frac{\dot{m}^2_{Sek}}{A_{SekP}} + \frac{\dot{m}^2_{Tert}}{A_{TertP}})} \tag{1}$$

Der Primärimpuls ($\dot{I}_P$) setzt sich dabei aus dem Tragluftmassenstrom ($\dot{m}_{TL}$), dem Kohlenmassenstrom ($\dot{m}_K$) und der Geschwindigkeit (u_P) am Primärrohr zusammen. Der Impuls der Luftströmung wird aus der Summe der Sekundär- und Tertiärmassenströmen und den entsprechenden Austrittsflächen gebildet. Mit der Einführung der nachfolgenden Kennzahlen Staubbeladung (S), Luftaufteilung (K_{mf}), Lambda (λ), Mindestluftbedarf der Kohle (m_{LB}) und einer Kennzahl (K_G) zur Beschreibung der Geometrie- u. Luftverteilungsverhältnisse kann Gleichung (1) vollständig aus dimensionslosen Kennzahlen zusammengesetzt werden.

$$\text{Luftaufteilung} \quad K_{mf} = \frac{\dot{m}_{Sek}}{\dot{m}_{Tert}} \tag{2}$$

$$\text{Staubbeladung} \quad S = \frac{\dot{m}_K}{\dot{m}_{TL}} \tag{3}$$

Zu beachten ist, dass der axiale Impuls der Strömung verglichen wird. Mit einem steigenden Drallwinkel wird der axiale Impuls gesenkt. Jedoch bewirkt die Erzeugung von Fliehkräften eine Aufweitung des Strahlwinkels und ermöglicht die Nutzung interner Rückströmungen.

Die theoretische Betrachtung des Axialimpulsverhältnis (H_m) in Abbildung 3a stellt die Veränderung des Drallkörpers dar. Der Axialimpuls des Luftstromes wird mit steigendem Drallwinkel abgeschwächt. Mit sinkender Leistung des Brenners steigt das Axialimpulsverhältnis (H_m) exponentiell an.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die charakteristischen Transportprozesse von Sauerstoff und Reaktionswärme in den Primärstrom werden voraussichtlich mit sinkender Brennerleistung deutlich abnehmen. Neben dem Drallwinkel besitzt vor allem der Lambdawert, der den Luftmassenstrom zum Brenner festlegt, einen erheblichen Einfluss (siehe Abbildung 3b). Mit der Luftaufteilung (K_{mf}) zwischen der Sekundär- und Tertiärluft kann während der unterschiedlichen Betriebszustände des Brenners das Strömungsprofiles optimiert werden.

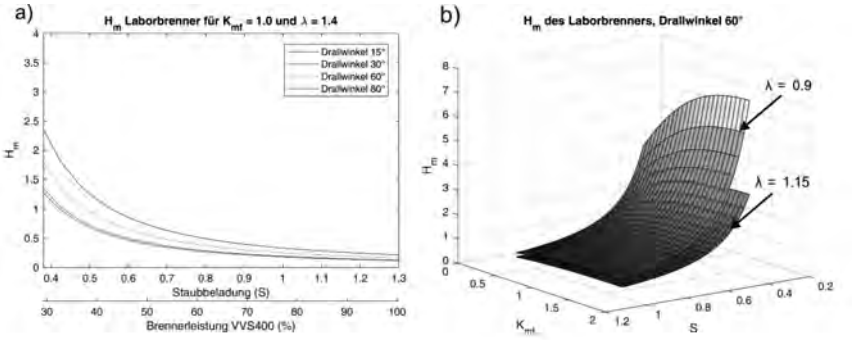


Bild 3: Theoretische Betrachtung des Axialimpulsverhältnisses (H_m)

Aus der theoretischen Betrachtung lässt sich für den Laborbrennerbetrieb bei gleichen Lambdawerten und Luftaufteilungen (K_{mf}) zunächst folgende Schlussfolgerung ableiten:

- Die Strömungsprofile (H_m) sind im Leistungsbereich 70% bis 100% ähnlich.
- Unterhalb einer Leistung von ca. 45% steigt H_m auf Werte >1, womit der Axialimpuls des Primärstromes größer als der des Luftstromes wird. Damit ist ein abweichendes Strömungsprofil im Bezug zum Auslegungszustand zu erwarten.
- Bei einer Luftaufteilung von $K_{mf} < 1$ könnte der Tertiäranteil gesteigert und das Axialimpulsverhältnis (H_m) wieder in den gewünschten Bereich korrigiert werden. Dabei wird jedoch der Rotationsanteil der Sekundärluft geschwächt.
- Durch die Anhebung der Luftverteilung von $K_{mf} > 1$ wird Tangentialanteil des verdrallten Sekundärluftanteils verstärkt und begünstigt der Scherwirkung.
- Mit einer Steigerung des Lambdawertes, bei sinkender Brennerleistung, könnte das Strömungsprofil wieder in den gewünschten Bereich gebracht werden, jedoch sind die resultierenden Emissionswerte zu beachten.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Mit Untersuchung an dem Laborbrenner kann eine Datengrundlage erstellt werden, um die Charakterisierung der Reaktionszone experimentell zu hinterlegen und Konsequenzen für skalierte Brenner abzuleiten.

4. Betriebs- und Emissionsverhalten der Laborbrenneranlage

4.1 Betriebsstabilität

Der Focus der experimentellen Untersuchungen lag bei der Ermittlung der Stabilitätsgrenzen mit Veränderung der Brennerleistung und Variation von Luftaufteilung und Drallwinkel der Sekundärluft. In den Abbildung 4 sind einige Betriebspunkte des TBK-Brenners der VVS400 eingetragen, die Rot nachgezeichneten Punkte signalisieren die Stabilitätsgrenze.

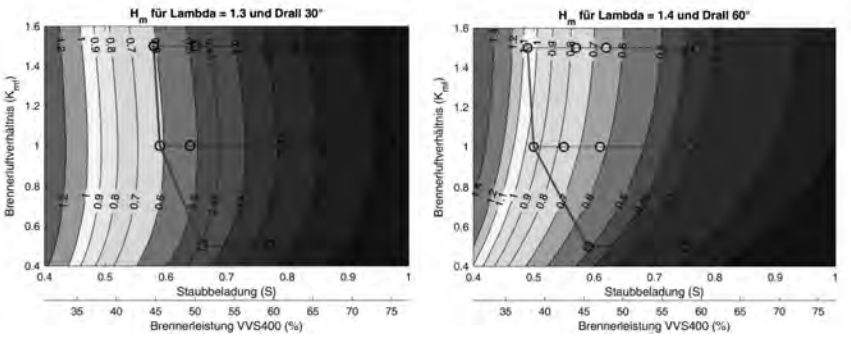


Bild 4: Betriebspunkte des Brenners mit Axialimpulsverhältnis-Diagramm, der farbliche Verlauf ist der H_m Wert, Rot nachgezeichnet die Stabilitätsgrenze der Brenners

Der Betriebspunkt mit der Luftverteilung $K_{mf} = 1$ und Drallwinkel 30° wird in der nachfolgenden Diskussion als Ausgangspukt genommen. Bei der Verringerung der Luftverteilung K_{mf}, zur Reduzierung des Axialimpulsverhältnisses, ist bei beiden Drallwinkel eine verringerte Stabilität feststellbar. Als Ursache wird die Reduzierung des Rotationsanteiles durch Absenkung des Sekundärluftanteils angenommen. Wird hingegen der Anteil der Sekundärluft angehoben, sind Betriebspunkte mit stärkerem axialen Primärimpuls $(H_m > 1)$ realisierbar. Die Verbesserung der brennernahen Rezirkulationsströmung wirkt damit stabilisierend auf die benötigten Transportprozesse. Diese ist auch bei der Veränderung des Drallwinkels im Allgemeinen erkennbar, wie die stabilen Betriebspunkte in Abbildung 4b belegen.

4.2 Emissionsverhalten

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

In Abbildung 5 ist das Emissionsverhalten des Laborbrenners dargestellt. Es ist eine zunehmende Veränderung der Strömungsverhältnisse bei sinkender Brennerleistung auffallend. bei gleichbleibendem Lambdawert eine signifikante Steigerung der NO_x-Emission verbunden. Dieser Effekt kann auf die Veränderung des brennernahen Strömungsprofiles zurückgeführt werden.

Eine Leistungsabsenkung führt letztendlich zur Abschwächung der Luftimpulsströme und damit zur Verminderung der Rezirkulationszonen. Mit einer Drallimpulsverstärkung kann eine Intensivierung der Reduktionszone zur NO_X-Minderung erfolgen. Die Reduzierung des Sauerstoffanteils in der inneren Rückströmungszone wurde von MASAYA MUTO et. al. [5] mit Hilfe einer LES (Large Eddy Simulation) Rechnung an einer Kohle-Jetflamme diskutiert. An die Zone der Flüchtigenfreisetzung, zusammen mit der NO_x Produktionszone, schließt sich eine NO_x-Reduzierungszone an [6], vorausgesetzt eine ausgeprägte Zone mit O_2-Mangel wird ausgebildet.

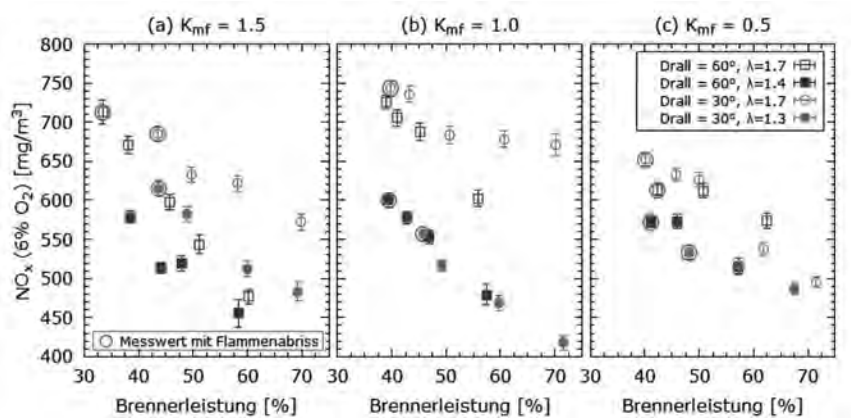


Bild 5: Emissionsverhalten des TBK-Laborbrenner im Teillastbereich

Eine weitere effektive Option das Strömungsprofil zu stabilisieren wäre die Veränderung des axialen Primärimpulsstromes. Dazu könnte die Austrittsgeometrie angepasst werden, die Senkung des axialen Geschwindigkeitsanteiles durch einen Drallkörper erfolgen oder eine Absenkung des Tragluftstromes realisiert werden. Letzteres ist jedoch aufgrund der Transport- und Flammenausbreitungsgeschwindigkeit nur begrenzt möglich. In den Schlussbericht des vorgestellten Projektes [7], wurde dazu am Laborbrenner die Austrittsgeschwindigkeit durch ein Diffusoraustritt verringert. Die Ergebnisse zeigen das eine weitere Stabilisierung der Flamme realisierbar ist.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

5. Betriebsverhalten des 30 MW TBK-Brenners

5.1 Betriebsstabilität

Für die 30 MW_{th} Brenner werden die selben Transportprozesse benötigt und somit sind ähnliche Strömungsverhältnisse erforderlich. Wesentliche Unterschiede zum Laborbrenner sind in Tabelle 1 dargestellt. Zusätzlich ist die deutlich höhere Staubbeladung des Primärstroms zu nennen.

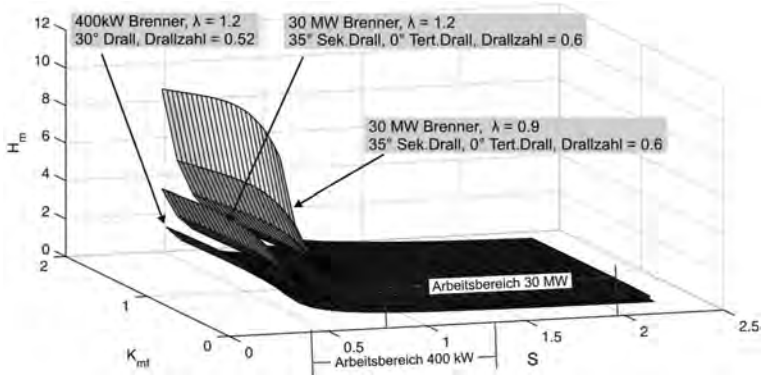


Bild 6: Vergleich der TBK-Brenner anhand des dimensionslosen Axialimpulsverhältnisses

Die Strömungsverhältnisse am TBK-Brenner lassen sich ebenfalls in einem dimensionslosen Diagramm darstellen (siehe Abbildung 6). Die qualitativen Zusammenhänge des Laborbrenners finden sich wieder. Um die Stabilität im Teillastfall zu verbessern werden die bereits angesprochenen Maßnahmen, z.B. Lambda Erhöhung, durchgeführt.

Während der Inbetriebnahme der Anlage zeigte sich, dass insbesondere die Absenkung und die Verdrallung des Primärströmung einen großen Beitrag zur Erhöhung der Zündzuverlässigkeit und Teillastfähigkeit der TBK Brenner liefert. In Abbildung 7 ist der Vergleich von zwei TBK Brennern bei Volllast dargestellt, die die gleichen Einstellungen besitzen. Lediglich die Verdrallung des Primärstrom unterscheidet sich.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

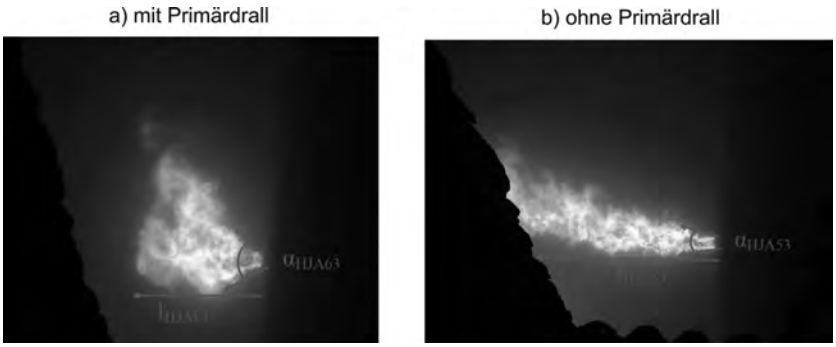


Bild 7: Flammen der 30 MW_{th} Brenner bei Volllast (links mit, rechts ohne Primärdrall)

Deutlich erkennbar ist die unterschiedliche Flammenform. Neben der Veränderung des axialen Primärimpulses ermöglicht die Rotationsbewegung der Kohlepartikel eine zusätzliche Verbesserung der Durchmischung mit dem Luftstrom.

In der Tabelle 2 sind die Bedingungen und Einstellungen an den TBK- Brennern aufgeführt, die einen Einfluss auf die Teillastfähigkeit haben. Für den Automatikbetrieb der Anlage wurden die dargestellten Zusammenhänge in den Sollwertkurven berücksichtigt. Somit ist es möglich, die TBK Brenner im kalten Kessel im Leistungsbereich 25% bis 100% bei BKS und ca. 30% bis 100% bei DDWT Kohle stabil zu betreiben.

Tabelle 2: Bedingungen und Einstellungen des TBK- Brenners

Bedingungen/ Einstellungen	**Auswirkungen auf die Teillastfähigkeit/ Stabilität**
Kalter Kessel/ heißer Kessel	deutlich stabiler im heißen Kessel
Kohlekörnung (BKS/ DDWT)	deutlich stabiler mit der feineren BKS- Kohle
Primärluftmenge	deutlich stabiler bei kleinen Primärluftmengen
Primärluftdrall	deutlich stabiler mit Primärluftdrall
Sekundärluftmenge/ Lambda	deutlich stabiler bei hohen Mengen
Aufteilung der Luft auf Sekundärluft und Tertiärluft	rel. unwichtig, tendenziell bessere Ergebnisse bei Schwerpunkt Sekundärluft
Drall Sekundärluft und Tertiärluft	beste Ergebnisse bei: hoher Sekundär Drall, geringer Tertiär Drall
Kernluft	beste Ergebnisse bei Kühlluftstellung

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

5.2 Emissionsverhalten

In dem Dampferzeuger kann das Emissionsverhalten nur in sehr geringem Maße durch die Einstellungen an den TBK Brennern beeinflusst werden. Entscheidend für die NO_x-Entstehung ist das Luftangebot im Brennergürtel von Haupt- und TBK Feuerung. In Abbildung 8 sind Ergebnisse für den Zünd- und Mischfeuerbetrieb des gesamten Dampferzeugers angegeben. Zu beachten ist, dass auch die Messwerte mit reinen TBK-Betrieb keine unmittelbare Darstellung der Einzelbrenner sind, sondern ein Summenwert des gesamten Feuerraumes. Weitere Komponenten wie Hilfslüfte für die Kühlung der inaktiven RBK-Brenner und nicht bilanzierte Falschlüfte sind zu beachten. Die in Betrieb befindlichen TBK Brenner können somit lediglich durch eine Lambda Absenkung zur sichtlichen NO_x Reduzierung beitragen. Folglich sind zwecks NO_x Grenzwerteinhaltung Maßnahmen am gesamten Kessel in den Fokus zu setzen. Zur Absenkung der Kesselmindestlast ist es erforderlich durch konsequente Einsparung von Falsch-, Kühl- und Verbrennungslüften den Sauerstoffgehalt am Kesselende auf ein Niveau von kleiner 4 Vol% feucht zu begrenzen.

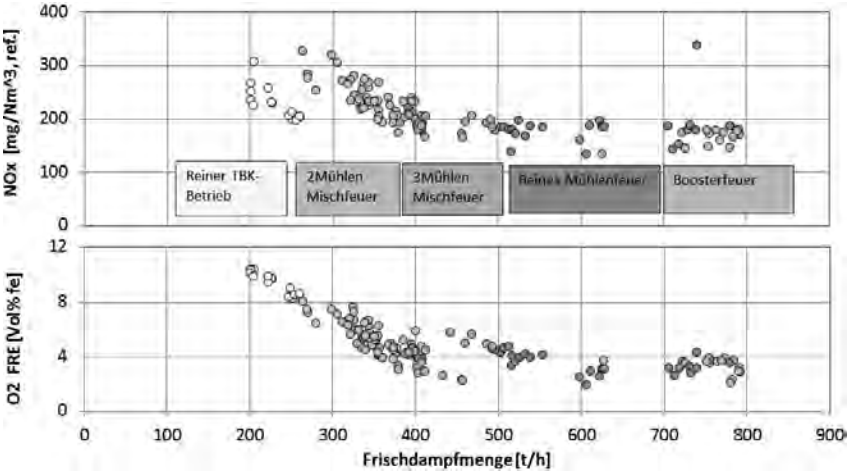


Bild 8: Emissionsverhalten am Dampferzeuger mit TBK und RBK/TBK-Mischbetrieb

7. Zusammenfassung

Die Untersuchungen an der Laboranlage belegen, dass der stabil fahrbare Lastbereich des TBK-Brenners maßgeblich von den Strömungsverhältnissen beeinflusst wird. Eine Lastabsenkung führt zur Abschwächung der Impulsverhältnisse und damit zur Veränderung der Misch- und Rezirkulationszonen. So ist erklärbar, dass mit Absenkung der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Brennerleistung eine erhöhte NO_x-Emission und verringerte Flammenstabilität verbunden sein kann. Maßnahmen wie die Erhöhung der Drallzahl, Verteilung der Luftimpulsströme und Veränderung des Primärimpulses ermöglichen eine Intensivierung der Reaktionszone, was sich positiv auf Stabilität und das NO_x-Emissionsverhalten des Brenners auswirkt.
Die Abhängigkeiten am Laborbrenner können mit Hilfe der vorgestellten dimensionslosen Kennzahlen auf den Industriebrenner mit 30 MW_{th} übertragen werden. Zu beachten ist die deutlich höhere Staubbeladung gegenüber dem Laborbrenner.
Die genannten Stellschrauben Lambdawert, Primärimpuls und Primärdrall tragen am 30 MW-Brenner deutlich zur Stabilisierung der Flamme bei. Hinsichtlich des Emissionsverhaltens ist eine separate Betrachtung des Einzelbrenners nicht sinnvoll. Es dominieren die Einflüsse der anderen Lufteinträge in den Feuerraum des Dampferzeugers.

Literaturverzeichnis

[1] Prognos AG - Europäisches Zentrum für Wirtschaftsforschung, Agora Energiewende (2017): Flexibility in thermal power plants - With a focus on existing coal-fired power plants, Berlin, 2017.

[2] A. Findeisen, H. J. Krautz und R. da Silva, „Konzeptionelle und verfahrenstechnische Umsetzung eines 400 kWth-Verbrennungsversuchsstandes - erste Erfahrungen aus der Inbetriebnahme," *VDI-Wissensforum "Technikforum: Messtechnik in der Kraftwerksfeuerung",* 2011.

[3] S. Tappe, G. Langner, S. Lysk, S. Piater und F. Schierack, „Flexibilisierung von Bestandsanlagen – erste Betriebserfahrungen mit neuartiger Zündtechnologie an einem Großdampferzeuger," in *Kraftwerkstechnik 2015*, 2015, pp. 165 - 189.

[4] F. C. Lockwood und T. Mahmud, „On the Prediction of Pulverised Coal Flame Stability," *Combustion Science and Technology,* Bd. 66, pp. 319 - 328, 1989.

[5] M. Muto, H. Watanabe, R. Kurose, S. Komori und S. Balusamy, „Large-eddy simulation of pulverized coal jet flame – Effect of oxygen concentration on NOx formation," *Fuel,* Bd. 142, pp. 152 - 163, 2015.

[6] N. Kurihara, M. Nishikawa, A. Watanabe, Y. Satoh und K. Ohtsuka, „A Combustion Diagnosis Method for Pulverized Coal Boilers using Flame-Image Recognition Technology," *IEEE Transactions on Energy Conversion,* pp. 99 - 103, 1986.

[7] H.-J. Krautz, C. Katzer und M. Klatt, Forschungsverbundvorhaben Entwicklung eines Stützfeuerungssystems auf Basis von Trockenbraunkohle zur Erhöhung der Flexibilität

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

bestehender Dampfkraftwerke, Cottbus: Abschlussbericht zum F&E-Verbundvorhaben (FKZ: 03ET7010B), 2017.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Entwicklung eines Feuerungssystems zur Erzeugung industrieller Prozesswärme aus biogenen Brennstoffen

D. Möntmann, M. Grote, D. Diarra,
OWI Oel-Waerme-Institut gGmbH, Herzogenrath
M. Röder, **A. Giese**, **A. Al-Halbouni**, **K. Görner**,
GWI, Gas- und Wärme-Institut Essen e.V., Essen

Kurzfassung

In diesem Beitrag wird ein Brenner zur Beheizung von Thermoprozessanlagen vorgestellt, welcher sowohl mit flüssigen als auch gasförmigen biogenen Brennstoffen betrieben werden kann. Das Verbrennungssystem basiert auf dem Konzept der kontinuierlichen Luftstufung (COSTAIR) und wird in zwei Leistungsstufen von 100 und 300 kW entwickelt. Flüssige Brennstoffe wie beispielsweise Pflanzenöl werden in einer von der Verbrennung räumlich getrennten Vorverdampfung in die Gasphase überführt und in den Brenner geleitet. Dieses Verfahren war bisher nur in Brennern kleiner Leistung bis ca. 20 kW und nur für den Brennstoff Heizöl technisch umgesetzt. In dieser Arbeit werden die Auslegung des Vorverdampfungsreaktors für zwei Leistungsstufen und die Ergebnisse der Betriebstests in Kombination mit dem entwickelten Brenner vorgestellt. Die Versuchsergebnisse werden im Hinblick auf die Flammenstabilisierung und Schadstoffbildung diskutiert. Im Rahmen der bisherigen Untersuchungen konnte ein stabiler und ablagerungsfreier Betrieb mit Heizöl, Pflanzenöl und Pflanzenölmethylester realisiert werden. Der Brenner zeigt bei einer O_2-Abgaskonzentration von ca. 2,5 % ein optimales Emissionsverhalten.

1. Einleitung

Die Bereitstellung von Prozesswärme in der Thermoprozesstechnik erfolgt in der Regel durch die Verbrennung fossiler Brennstoffe wie Erdgas oder Heizöl. Die Substitution von fossilen Brennstoffen durch biogene Brennstoffe, etwa zur Reduzierung der Treibhausgasemissionen, spielt in der Thermoprozesstechnik bisher eine untergeordnete Rolle. Das derzeitige Angebot an Industriebrennern bietet für die Verbrennung eines einzelnen, gasförmigen oder flüssigen Brennstoffes eine ausgereifte Technik. Wenn die einzusetzenden Brennstoffe gegenüber konventionellen Brennstoffen stark variierende verbrennungstechnische Eigenschaften aufweisen, sind in der Regel neue Gemischbildungs- und Verbrennungskonzepte erforderlich. Die Entwicklung eines solchen Konzeptes ist Gegenstand eines AiF-Forschungsvorhabens (IGF 18188 N), dessen Teilergebnisse hier vorgestellt werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Brennersystem

Das Brennersystem besteht aus einem Brennstoffverdampfer und einem vom Gas- und Wärme-Institut Essen e.V. entwickelten nicht-vorgemischten Drallbrenner. In dem Brenner können gasförmige und flüssige Bio-Brennstoffe separat oder in Mischung verbrannt werden. Der Brenner basiert auf dem COSTAIR-Konzept [3 - 5] und wird im Detail in [6] beschrieben. Bild 1 zeigt den Brenneraufbau. Die gestufte Luftzufuhr führt zusammen mit der Abgasrezirkulation zu einer emissionsarmen Verbrennung.

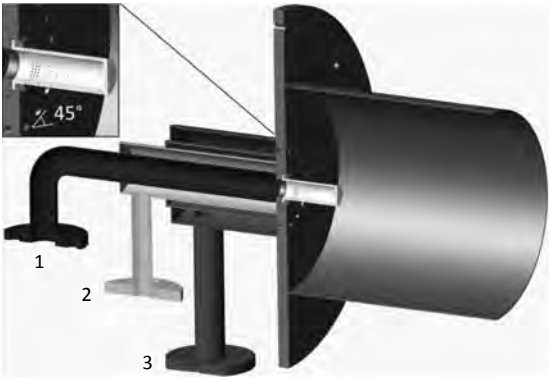


Bild 1: Brenner in Schnittdarstellung, Edukt Pfade: Verbrennungsluft (1), Schwachgase (2), vorverdampfte Öle (3).

3. Brennstoffverdampfer

Im Gegensatz zur Verbrennung gasförmiger Brennstoffe müssen flüssige Brennstoffe erst in die Gasphase überführt werden, bevor sie mit Verbrennungsluft gemischt und verbrannt werden können. Bei flüssigen Brennstoffen kann die Gemischbildung in zwei Prozesse, gegliedert werden:

- die Verdampfung des Brennstoffes sowie die nachfolgende Mischung mit der Verbrennungsluft,
- die Verbrennung des Brennstoff-Luft-Gemisches.

Laufen beide Prozesse getrennt voneinander ab, spricht man von einer vorgemischten Verbrennung. Im Idealfall wird ein homogenes Brennstoffdampf-Luft-Gemisch erzeugt bevor dieses in die Zone der Verbrennung eintritt. Das hier umgesetzte Brennerkonzept beruht auf der räumlich getrennten Vorverdampfung des Brennstoffes vor der luftgestuften Verbrennung. Die Gemischbildung und Verbrennung im eigentlichen Brenner bleibt damit

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

von dem Verdunstungsverhalten des Brennstoffs unbeeinflusst. Für die Verdampfung des Kraftstoffs werden partielle Oxidationsreaktionen, die mit einem Teilumsatz des Kraftstoffes verbunden sind, genutzt. Die durch die Reaktion freiwerdende Wärme kann für die Verdampfung des flüssigen Kraftstoffs genutzt werden, sodass unter geeigneten Randbedingungen auf eine externe Beheizung des Vorverdampfers verzichtet werden kann. Die Auslegung wird im Wesentlichen von den Verdunstungszeiten des Brennstoffes, den Aufenthaltszeiten und der Temperatur im Verdampfer bestimmt. Die Betriebstemperatur des Vorverdampfers ergibt sich aus der Verdampfungsenthalpie des Brennstoffes, der aufzuheizenden Luftmenge, der frei werdenden Reaktionswärme und den Wandwärmeverlusten. Es sind Temperaturen oberhalb des Siedebereiches der flüssigen Brennstoffe anzustreben. Heizöl hat einen Siedebereich bis 360 °C, Pflanzenmethylestern bis 400 °C und Pflanzenöle eine theoretische Siedetemperatur von bis zu 560 °C. Ab Temperaturen > 380 °C setzt bei Pflanzenölen ein Molekülzerfall (Cracken) ein.

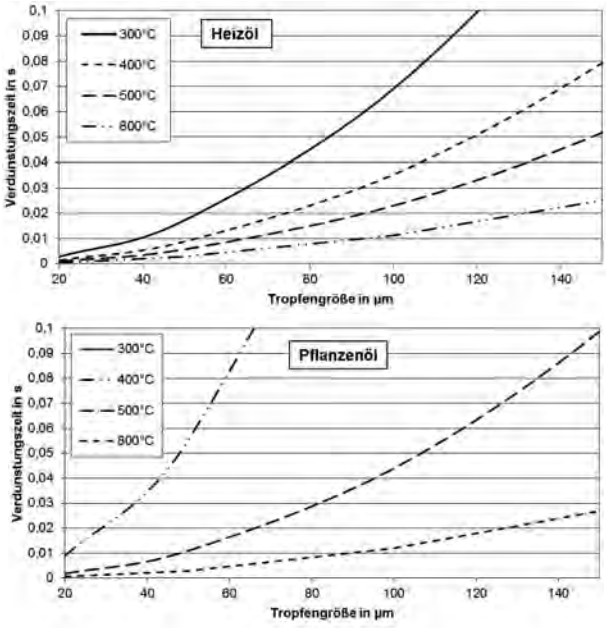


Bild 2: Berechnete Tropfenverdunstungszeiten von Heizöl und Pflanzenöl (ohne Cracken) bei unterschiedlichen Lufttemperaturen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

In Bild 2 sind berechnete Tropfenverdunstungszeiten von Heizöl und Pflanzenöl bei unterschiedlichen Lufttemperaturen dargestellt. Danach wird für die Verdunstung von Pflanzenöl eine Verdampfertemperatur von mindestens 400 °C benötigt. Eine geringe Baugröße kann allerdings nur mit einer Lufttemperatur von 500 °C erreicht werden. Den Aufbau des Verdampfers zeigt Bild 3. Die für die Reaktion benötigte Luft wird aus einem Plenum über eine Stauscheibe dem Verdampfungsraum zugeführt. Das Öl wird über eine gekühlte Simplexdüse zerstäubt. Ein Teil der in der Reaktion freigesetzten Energie wird über einen rezirkulierten Gasstrom vor das Reaktionsgebiet geführt und steht direkt für die Verdampfung des Brennstoffes zur Verfügung. Die Vorverdampfung von Palmöl und Rapsöl konnte mit bis zu 100 kW Brennstoffleistung im Verdampfer dargestellt werden. Im praktischen Versuchen konnten Pflanzenöle bei Temperaturen von 520 °C bis 540 °C ablagerungsfrei vorverdampft werden. Mit den Brennstoffen Heizöl, Palmöl, HVO und Pflanzenmethylestern kann im Verdampfer eine sogenannte Kalte Flammenreaktion mit Endtemperaturen von bis zu 480 °C stabilisiert werden. Hierbei handelt es sich um exotherme Reaktionen im Niedertemperaturbereich ab 200 °C. Sie treten auf, wenn flüssige, Alkan-reiche Brennstoffe in vorgewärmte Luft eingedüst werden. Es erfolgt ein Temperaturanstieg bis zu 480 °C. Die Reaktionsrate nimmt bei Temperaturen oberhalb von 400 °C ab. Ein vollständiger Umsatz kann durch eine geeignete Prozessführung unterbunden und der Verdampfer bei Temperaturen von 400 °C – 480 °C stabil betrieben werden. In der Vergangenheit wurden die Kalte Flammenreaktionen von einer Reihe von Kohlenwasserstoffen und Kohlenwasserstoffmischungen wie Heptan, Heizöl, Heizöl-FAME und Heizöl-Pflanzenölmischungen untersucht (unter anderem von [1, 2]).

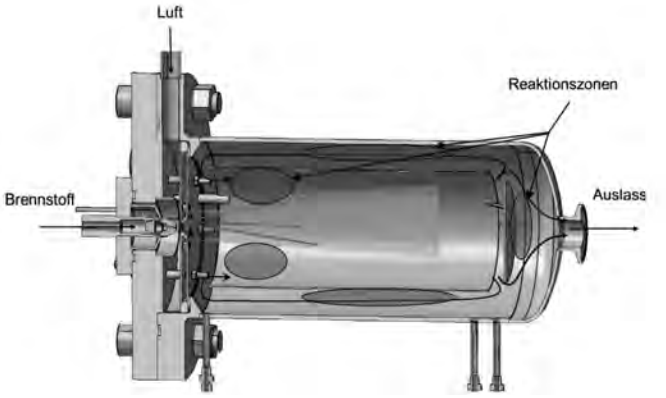


Bild 3: Aufbau des Vorverdampfers und Stabilisierungszonen, schematische Darstellung.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die für die Verdampfung von Pflanzenölen notwendigen höheren Endtemperaturen konnten bisher nur in einer thermisch partiellen Oxidation durch Limitierung des Sauerstoffgehalts im Gemisch erreicht werden. In bisherigen Versuchen konnten für Pflanzenöl keine Niedertemperaturreaktionen festgestellt werden.

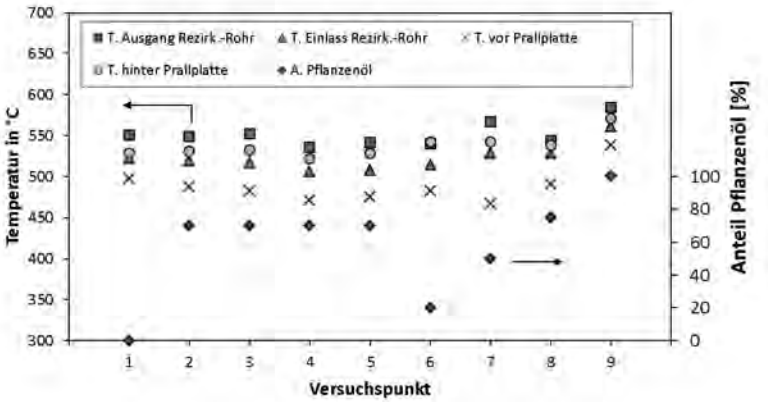


Bild 4: Gemessene Temperaturen während des Betriebs des Vorverdampfers mit HEL (Betriebspunkt 1), einer Mischung von Rapsöl und HEL (Punkte 2 - 5) und Palmöl (Punkte 6 - 9), Luftverhältnis » = 0,12 – 0,14, Brennstoffleistung 84 – 95 kW [2].

Bild 4 zeigt die gemessenen Temperaturen im Verdampfer für unterschiedliche Mischungen von Heizöl und Pflanzenöl sowie reinem Pflanzenöl im Betriebsmodus thermisch partielle Oxidation. In allen Betriebspunkten werden annähernd gleiche Vorverdampfungstemperaturen erreicht, unabhängig von den eingesetzten Ölsorten und deren Mischungsverhältnis. Die Vorverdampfungstemperaturen werden durch den zur Verfügung stehenden Sauerstoff limitiert.

4. Experimentelle Ergebnisse

Der Brenner wurde mit dem Vorverdampfer gekoppelt und in einer ungekühlten Brennkammer mit den Innenabmessungen 1,25 × 2,10 × 1,50 m³ (T × B × H) getestet. Das System wurde mit den Brennstoffen Heizöl EL (HEL), Rapsmethylester (RME) und Palmöl in der Leistungsstufe 100 kW betrieben.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 5: COSTAIR Brenner, Brennstoff RME, Leistung 106 kW und Luftverhältnis » = 1,45.

Bild 5 zeigt das Flammenbild des Brenners im Betrieb mit dem Brennstoff Rapsmethylester (RME). Die gemessenen Emissionen für die Brennstoffe Heizöl extra leicht (HEL), Palmöl und RME werden in Bild 6 gegenübergestellt. Für alle Brennstoffe wurden bei Luftverhältnissen von mindestens » = 1,13 (2,6 Vol.-% Rest-O_2 im Abgas) CO-Emissionen unterhalb von 25 ppm gemessen. Die Abgastemperatur stieg nach wenigen Betriebsminuten auf ca. 850 °C. Die relativ hohen NO_x-Emissionen von 30 – 130 ppm wurden durch die Versuche in der heißen Brennkammer begünstigt. Pflanzenöle tragen im Gegensatz zu HEL keinen Brennstoff gebundenen Stickstoff in die Verbrennungsreaktion ein. Aufgrund des im Brennstoff gebundenen Stickstoffes ergeben sich für HEL die höchsten NO_x-Emissionen (70 – 130 ppm). Bild 6 zeigt für alle Brennstoffe ab Restsauerstoffgehalten unter 4,5 Vol.-% sinkende NO_x-Konzentrationen. Die niedrigsten NO_x-Konzentrationen zeigen sich bei einem Restsauerstoffgehalt von 2,5 Vol.-%. In diesem Betriebsbereich zeigt die Luftstufung des COSTAIR-Brenners bei den gegebenen Randbedingungen die deutlichste Wirkung.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

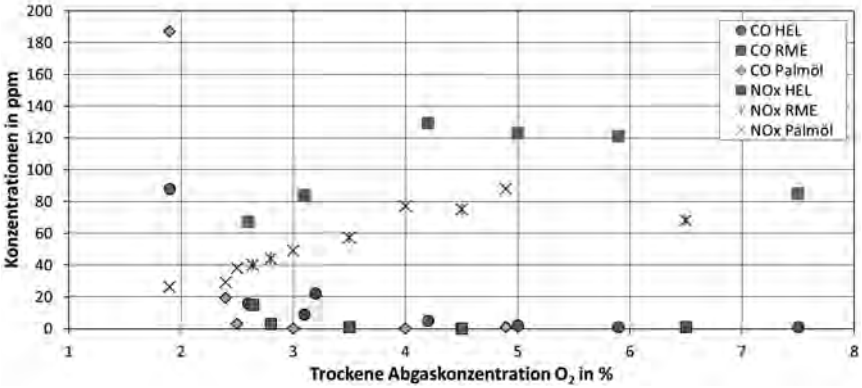


Bild 6: Abgasemissionen für die vorverdampften flüssigen Brennstoffe HEL, RME und Palmöl, 106 – 115 kW, » =1,1 – 1,5.

4. Zusammenfassung und Ausblick

Ein Brennersystem bestehend aus einem Verdampfer und einen nicht-vormischenden Drallbrenner für die kombinierte Verbrennung von flüssigen und gasförmigen Biobrennstoffen wurde entwickelt und getestet. Es wurde ein Verdampferkonzept entwickelt, welches die Vorverdampfung auch von hochsiedenden Pflanzenölen ohne äußere Zufuhr von Wärme erlaubt. Für die Vorverdampfung der Brennstoffe HEL, Palmöl, Pflanzenmethylester und hydriertes Pflanzenöl kann die Kalte Flammen Reaktion genutzt werden. Raps-, Soja- und Sonnenblumenöl konnten nur mit einer partiellen Oxidationsreaktion vollständig vorverdampft werden. Zudem wurden Verbrennungsversuche mit Heizöl, Rapsölmethylester und Palmöl im Leistungsbereich 106 – 115 kW und bei einem Luftverhältnis von » = 1,1 - 1,5 durchgeführt. Die Messungen haben gezeigt, dass CO- und NO_X-Emissionen bei einem Luftverhältnis von etwa » = 1,15 (2,5 % Restsauerstoff) nur wenige ppm betragen.

Dieser Beitrag zeigte die Ergebnisse für die Leistungsstufe 100 kW, im weiteren Projektverlauf wird das Brennersystem auf eine thermische Leistung von 300 kW skaliert. Für das Up-Scaling des Verdampfers auf 300 kW werden dazu zwei Vorgehensweisen weiterverfolgt. Bei der klassischen Strategie werden Verdampfervolumen und -abmessungen entsprechend erhöht. Bei der zweiten Variante soll durch erhöhte Verdampfertemperaturen ein Betrieb im gleichen Verdampfervolumen auch für 300 kW realisiert werden. Die Temperaturerhöhung soll durch Einbringung von Abgas- oder zusätzlicher Reaktionswärme erfolgen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Wir danken der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AiF) für die Förderung des Vorhabens IGF 18188 N „Entwicklung eines Kombi-Biobrennstoffbrenners zur Erzeugung industrieller Prozesswärme – Kombibrenner für flüssige und gasförmige Biobrennstoffe“.

[1] Medeiros, A.: Niedertemperaturoxidation und Selbstzündverhalten von Kohlenwasserstoff-Luft-Gemischen unter atmosphärischem Druck., RWTH Aachen Diss. 2010

[2] Diarra, D., Dinkelacker, F., Lucka, S.: Entwicklung eines emissionsarmen stationären, vielstofffähigen Diesel-Motor-Brennverfahrens zum Einsatz von nicht aufbereiteten Biokraftstoffen, das auf einer externen Vorverdampfung des Brennstoffes beruht., Abschlussbericht FZK 22006811. Bundesministerium für Ernährung und Landwirtschaft (BMEL) in Deutschland 2016

[3] A. Al-Halbouni, R. Giese; R. Sontag, P. Käferstein, The Joint Flame Days - Control of Flames and Combustion Processes, Guernsey, Channel Islands, 1998.

[4] A. Al-Halbouni, M. Flamme, A. Giese, M. Brune, Clean Air: International Journal on Energy for a Clean Environment 5 (4) (2004) 1-15.

[5] S. MacLean, E. Tali, J. Leicher, A. Giese, K. Görner, 5th European Combustion Meeting, Cardiff, Wales, 2011.

[6] M. Röder, A. Giese, A. Al-Halbouni, M. Möntmann, M. Grote, D. Diara, 8th European Combustion Meeting, Dubrovnik, Kroatien, 2017.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Biomassevergasung mittels nichtthermischen Plasmen im Fallrohrreaktor

Biomass Gasification using non-thermal Plasma in a drop tube reactor

Yin Pang, Dominik Müller, **Jürgen Karl**,
Lehrstuhl für Energieverfahrenstechnik, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Fürther Str. 244f, 90429 Nürnberg
Thomas Hammer, Siemens AG, Günther-Scharowsky-Str. 1, 91058 Erlangen
Leo Bahr, Lehrstuhl für Technische Thermodynamik, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Am Weichselgarten 8, 91058 Erlangen

Kurzfassung

In dieser Arbeit handelt es sich um die Untersuchung der Biomassevergasung mit nicht–thermischen Plasmen. Der Einfluss von Plasmen auf die Produktion der Synthesegase und den Kohlenstoffumsatz wird experimentell ermittelt und mit einer Referenzmessung verglichen.

Abstract

This work presents the investigation of a biomass gasification with non-thermal plasma. The influence of the plasma on the syngas production and carbon conversion is experimentally determined and compared to a reference measurement.

1. Einleitung

Am Lehrstuhl für Energieverfahrenstechnik der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg wurde zur Untersuchung der plasmagestützten Biomassevergasung mit Plasmen ein atmosphärischer Droptube-Reaktor aufgebaut [1]. Die für die endotherme Vergasungs–reaktion benötigte Wärme soll von der eingespeisten elektrischen Energie zur Verfügung gestellt werden. Die dynamische Flexibilität des Plasmagenerators bietet sich für die Nutzung von Überschussstrom aus erneuerbaren Quellen an. So kann fluktuierende elektrische Energie die Reaktionsenthalpie endothermer Vergasungsreaktionen bei der allothermen Wasserdampfvergasung bereitstellen. Elektrische Energie wird in chemisch

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

gebundene Energie umgewandelt und im Synthesegas oder über nachfolgende Synthesen in flüssigen oder gasförmigen Sekundärenergieträgern gespeichert.

2. Grundlagen

Die konventionelle Biomassevergasung mit Wasserdampf produziert ein Synthesegas, das hauptsächlich aus Kohlenmonoxid, Wasserstoff, Methan, Kohlendioxid und Teer besteht.

$$CH_xO_y + H_2O \rightarrow CO + H_2 + CH_4 + CO_2 + \text{Teer}$$

In dieser Arbeit wird der Wasserdampf neben dem Vergasungsmedium auch als Arbeitsmedium zur Plasmaerzeugung verwendet. Im Vergleich zur konventionellen thermischen Vergasung ermöglicht die plasmagestützte Biomassevergasung eine verbesserte Reaktionskinetik durch die Bereitstellung freier Radikale und Teilchen hoher Temperatur [2].

$$H_2O \xrightarrow{\text{Plasma}} H_2O + H + OH + O$$

Besonders vielversprechend sind thermodynamische Nichtgleichgewichtsplasmen (non-thermal-plasma, NTP). Hier werden die leichten, elektrisch geladenen Elektronen durch ein elektrisches Feld auf mittlere Energien aufgeheizt, die weit über denen der neutralen Gasmoleküle liegen, deren Gastemperatur sich je nach Betriebsbedingungen des NTP nur um einige 10 bis 1000 K erhöht. Weil in NTPs freie Radikale effizient durch die energiereichen Elektronen erzeugt werden, können chemische Reaktionen mit vergleichsweise geringeren Leistungen eingeleitet werden als bei thermischen Plasmen.

3. Experimenteller Aufbau

3.1 R&I Schema

Die gesamte Anlage besteht aus den folgenden Teilsystemen (Abb. 1): Mit einer Förderschnecke werden feste Brennstoffe wie gemahlene Holzpellets und Holzkoks mit einer Korngröße von 0,1 – 2 mm zugegeben. Die Dampfregelstrecke stellt zwei konditionierte Dampfmassenströme bereit. Aus der Gasregelstrecke wird der Reaktor mit Stickstoff,

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Methan und Druckluft versorgt. Die Gasprobe wird durch das Probennahmesystem aus dem Reaktor entnommen und direkt nach der Absaugung durch ein Kühlsystem gekühlt.

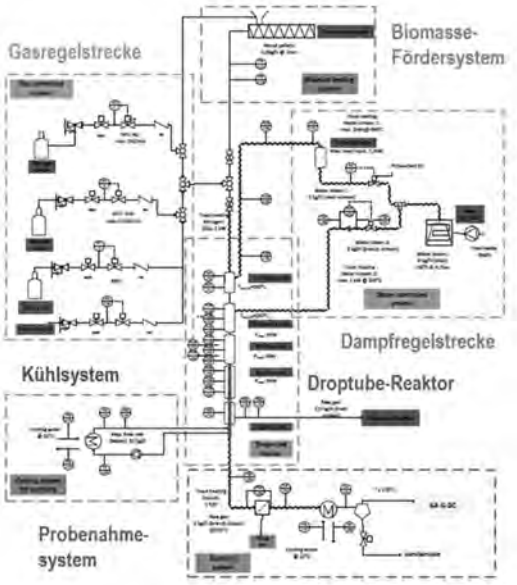


Bild 1: Fließbild der Gesamtanlage

3.2 Fallrohrreaktor

Der Fallrohrreaktor (engl. Drop tube reactor) setzt sich aus einer Vorheizzone, einer Fensterzone, einer Reaktionszone und einer Quenchzone zusammen, siehe Abb. 2. Der Plasmagenerator erzeugt ein dynamisches NTP im Bereich der Fensterzone, in der Fenster aus Quarzglas für laserspektroskopische Messungen eingebaut sind. Die optisch gemessene Gastemperatur wird als Referenzparameter in der Auswertung verwendet. Die allotherme Vergasung mit konditioniertem Wasserdampf findet zwischen Fenster- und Reaktionszone statt. Holzpartikel und Wasserdampf werden am Reaktorkopf zugegeben.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

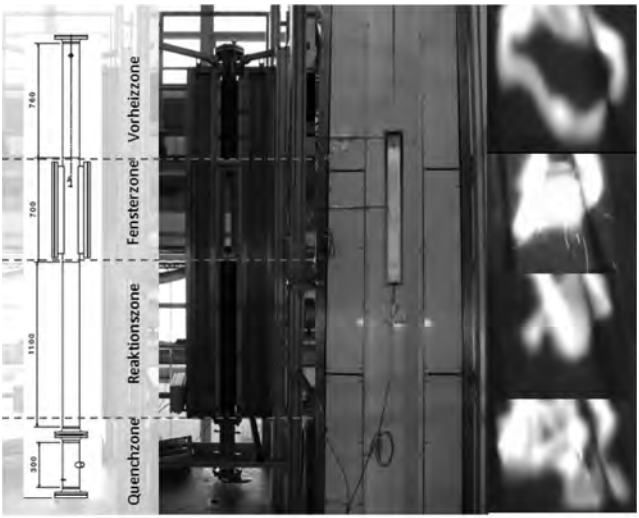


Bild 2: Aufbau des Droptube-Reaktor (links), Reaktor im heißen Betrieb (mitte) und dynamische Plasmabogen (rechts)

3.3 Optische Spektroskopie zur Temperaturbestimmung

Die Gastemperatur nach sichtbarem Plasmabogen wird mittels Raman-Spektroskopie & Superkontinuum-Absorptionsspektroskopie experimentell gemessen [3]. Diese Temperatur wird später als Referenzparameter in der Auswertung verwendet.

3.4 Plasmagenerator

Eine vereinfachte Geometrie des verwendeten Plasmagenerators ist in der Abb. 3 zu sehen. Zwischen den Elektroden wird eine hochfrequente Wechselspannung mit einer Amplitude von maximal 10 kV angelegt. Der Arbeitsbereich der Frequenz beträgt 90 – 100 kHz. Eine maximal elektrische Leistung von 1,2 kW kann zur Verfügung gestellt werden. Nach dem Einschalten wird der Plasmabogen mit einigen mm Länge an der engsten Stelle des Elektrodenspaltes erzeugt. Durch vorbei strömenden Dampfstrom wird der Plasmabogen in Fließrichtung gezogen und an der Spitze stabilisiert. Die Ausdehnung in Strömungsrichtung erreicht dabei einige cm.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

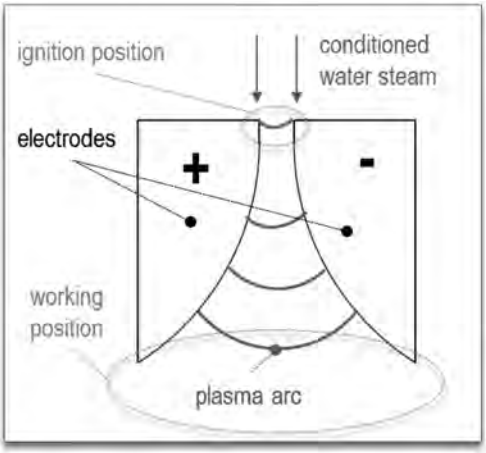


Bild 3: vereinfachte Geometrie des Plasmagenerators

4. Versuchsmethodik

Zur experimentellen Untersuchung werden Versuche in zwei Messreihen durchgeführt. Im Fall eines Plasmabetriebs wird dem Hauptdampfstrom als Arbeitsmedium Energie wesentlich durch das NTP zugeführt, s. Abb. 4. Die gemahlenen Holzpellets durchfallen aufgrund der Schwerkraft die Plasmazone in den Reaktor durch. Anschließend findet die Trocknung, Pyrolyse und Koksvergasung statt. Ein Nebendampfstrom wird zu dem Reaktor zugegeben. Die Gaszusammensetzung wird durch eine verschiebbare Probenahmesonde im Reaktor gemessen.

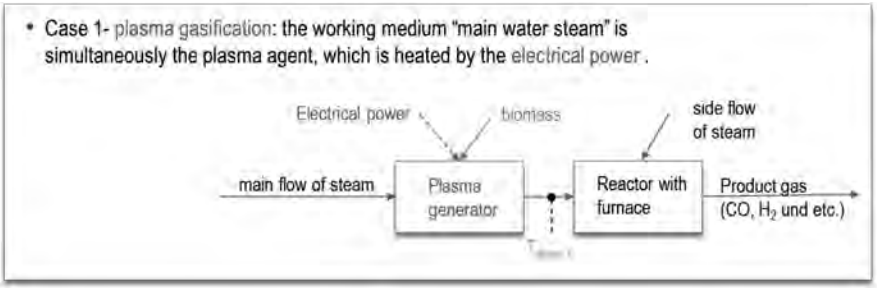


Bild 4: Versuchsmethodik - Plasmabetrieb

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Als Referenzfall wird der Versuch im thermischen Betrieb durchgeführt, s. Abb. 5. Durch einen externen Dampfüberhitzter wird dem Hauptdampfstrom thermisch die gleiche Leistung zugeführt wie mit dem Plasmagenerator elektrisch. Damit werden für NTP- und thermische Vergasung vergleichbare spezifische Energieeinträge in die Stoffströme erreicht.

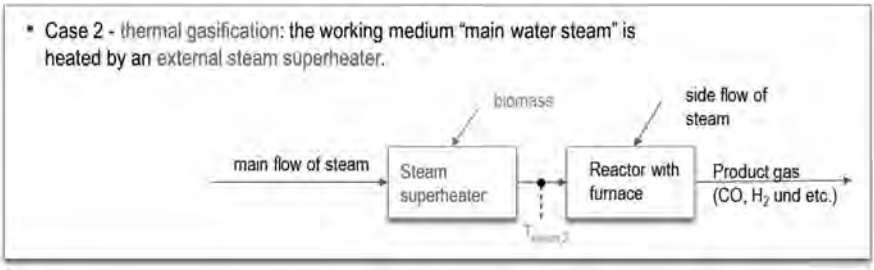


Bild 5: Versuchsmethodik – thermischer Betrieb

5. Ergebnisse und Diskussion

Die Zusammensetzung des produzierten Synthesegases wird mit einem Gasanalysator anteilmäßig ermittelt. In den Abb. 6 und 7 sind die gemessenen Gaszusammensetzung (dry-basis) dargestellt.

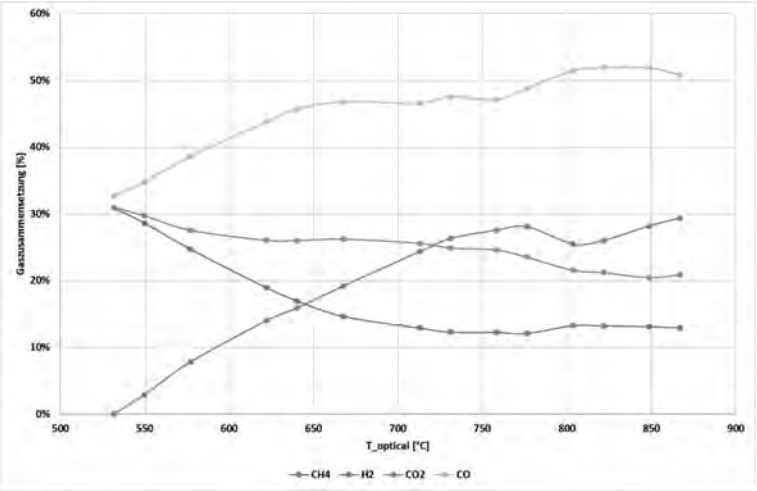


Bild 6: Gaszusammensetzung in abhängig von optisch gemessenen Temperaturen – thermischer Betrieb & gemahlene Holzpellets (0,7 – 1,4 mm)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

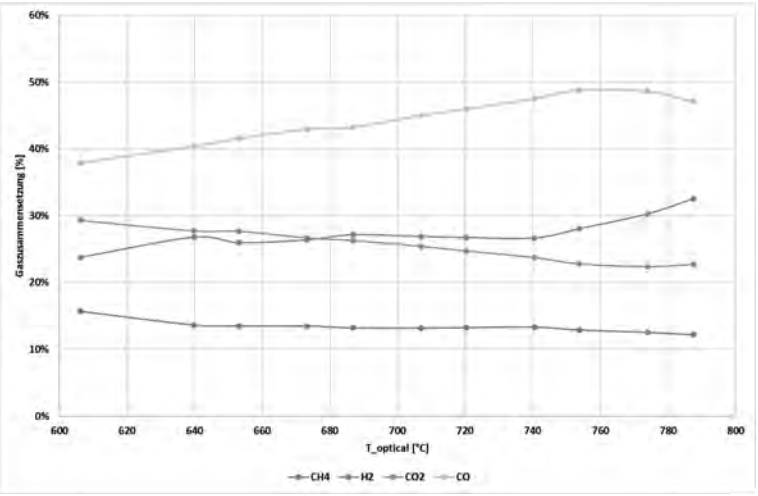


Bild. 7: Gaszusammensetzung in abhängig von optisch gemessenen Temperaturen - Plasmabetrieb & gemahlene Holzpellets (0,7 – 1,4 mm)

Hier wird der Kohlenstoffumsatz (engl. Carbon conversion) wie folgt definiert:

$$\text{Kohlenstoffumsatz} = \frac{\text{Kohlenstoff in Methan, Kohlenmonoxid, Kohlendioxid}}{\text{Kohlenstoff in Brennstoff}}$$

In der Bild 8 werden die experimentell ermittelten Kohlenstoffumsätze von einer Holzvergasung vorgestellt. Als Referenzparameter werden hier die optisch gemessenen Gastemperaturen im Reaktor verwendet, da diese die Eintrittsbedingungen, die Reaktortemperatur und den Wärmeverlust berücksichtigen. Die Kohlenstoffumsätze im Plasmabetrieb liegen bei gleicher optisch gemessener Temperatur ca. 5 – 10 % höher als die im rein thermischen Betrieb. Die Gaszusammensetzung im Plasmabetrieb bei einer bestimmten optisch gemessenen Temperatur ist ähnlich der im rein thermischen Betrieb bei einer gegenüber dem Plasmabetrieb um 40 bis 100 K erhöhten optisch gemessenen Temperatur

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

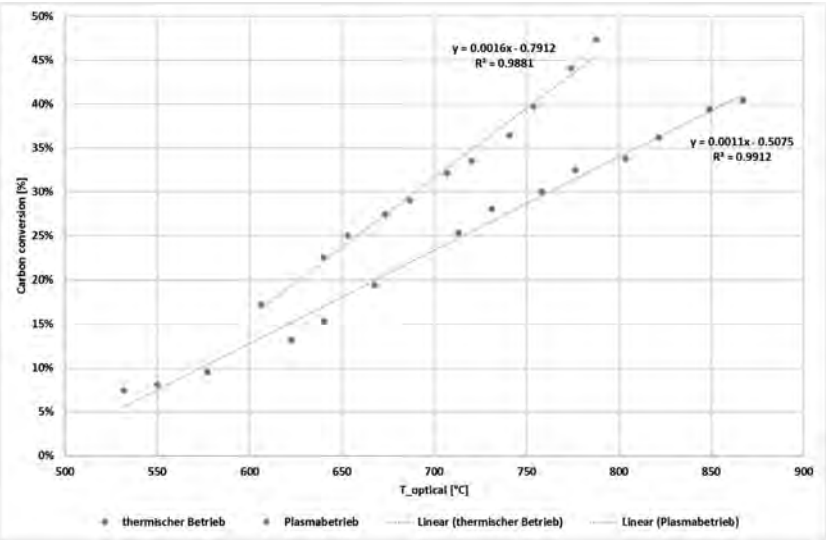


Bild 8: Kohlenstoffumsatz in abhängig von optisch gemessenen Temperaturen (orange: Plasmabetrieb; blau: Thermischer Betrieb) – gemahlene Holzpellets (0,7 – 1,4 mm)

4. Literatur

[1] Pang, Y., et al. (2017). „Experimentelle Untersuchung einer plasma-gestützten Biomassevergasung in Labormaßstab“, ProcessNet Jahrestreffen Fachgruppe Hochtemperaturtechnik, Frankfurt

[2] Sun, W., et al. (2012). "Kinetic effects of non-equilibrium plasma-assisted methane oxidation on diffusion flame extinction limits." Combustion and Flame 159(1): 221-229.

[3] Werblinski, Th., et al. (2016). „Supercontinuum based absorption spectrometer for cycle-resolved multiparameter measurements in a rapid compression machine“, Appl. Opt. 55, 4564-4574

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Laserbasierte Messung von Temperatur und Spezieskonzentrationen bei der Verbrennung von torrefizierter Biomasse in einer 100 kW_{th}-Staubfeuerungs-versuchsanlage

Sebastian Bürkle, Volker Ebert, Dominik Rauen, Andreas Dreizler, Reaktive Strömungen und Messtechnik, Technische Universität Darmstadt
Georg Möller, Johannes Hees, Diego Zabrodiec, Anna Maßmeyer, Reinhold Kneer, Lehrstuhl für Wärme- und Stoffübertragung, RWTH Aachen
Volker Ebert, Physikalisch-Technische Bundesanstalt Braunschweig, Germany
Steven Wagner, High Temperature Process Diagnostics, Technische Universität Darmstadt wagner@rsm.tu-darmstadt.de

Kurzfassung

Für die Auslegung und den Betrieb von Staubfeuerungsanlagen, in denen klimaneutrale, torrefizierte Biomasse verbrannt wird, sind Kenntnisse der bei der Verbrennung auftretenden Gastemperaturen sowie der Konzentrationen von Wasserdampf, CO_2 und des Schadstoffs HCl unerlässlich. In realitätsnahen Brennkammerkonfigurationen ist eine Untersuchung dieser Prozessparameter mit herkömmlichen Messverfahren aufgrund der rauen Prozessumgebung allerdings schwierig. In der hier vorgestellten Arbeit wurde ein sondenbasiertes Messsystem unter Nutzung der Absorptionsspektroskopie mittels durchstimmbarer Laserdioden (engl. tunable diode laser absorption spectroscopy, TDLAS) entwickelt und an einer realitätsnahen Staubfeuerungsversuchsanlage, die auf 100 kWth ausgelegt ist, implementiert. Dieses System ermöglichte mit einer Zeitauflösung von 33 Hz simultan Profile der auftretenden Gastemperaturen und Konzentrationen mit einer 1 σGenauigkeit von bis zu ±20 K bzw. ±0,6%$_V$ (H_2O), ±0,6%$_V$ (CO_2) und ±30 ppm (HCl) zu messen. Anhand der Messungen ließen sich verschiedene Bereiche des Abbrandes der torrefizierten Biomasse identifizieren.

1. Einleitung

Im Zuge der Energiewende erlangt die Energieerzeugung durch alternative Brennstoffe eine zunehmend größere Bedeutung. Die Verbrennung torrefizierter Biomasse stellt hierbei eine

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

interessante Prozessvariante dar, da sie global betrachtet CO_2-neutral ist und in ihren Eigenschaften denen konventioneller Kohle ähnelt. Insbesondere die verbesserte Mahlbarkeit vereinfacht die Verwendung von Biomasse in staubgefeuerten Verbrennungsprozessen. Darüber hinaus weist sie im Vergleich zu unbehandelter Biomasse im wasser- und aschefreien Zustand einen geringeren Anteil an Volatilen sowie eingelagerter Feuchte auf. Während der Torrefizierung wird die Biomasse thermo-chemisch behandelt, indem unter Sauerstoffausschluss bei einer Temperatur von 200-300°C ein Teil der flüchtigen Bestandteile (z.B. CO, CO_2, CH_4, Teere) und die Feuchte ausgetrieben werden. Dadurch steigt zusätzlich zur Energiedichte die Lagerfähigkeit der Biomasse durch erhöhte Hydrophobie [1]. Die bei der Torrefizierung austretenden flüchtigen Bestandteile können wiederum zur Erzeugung der für die Torrefizierung notwendigen Prozesswärme verwendet werden.

Obgleich heutzutage zu den physikalisch und chemischen Eigenschaften sowie der Herstellung torrefizierter Biomasse eine Vielzahl wissenschaftlicher Arbeiten verfasst wurden [1-3], so wurden bisher wenige Untersuchungen zur Verbrennung der Biomasse durchgeführt. Speziell in realitätsnahen Brennerkonfigurationen ohne Beimischung von Braunkohle ist die Verfügbarkeit von Studien sehr gering. Für die Auslegung und den Betrieb einer auf der Feuerung staubförmiger, torrefizierter Biomasse basierenden Anlage sind allerdings Kenntnisse der in den verschiedenen Abschnitten der Brennkammer auftretenden Gastemperaturen sowie der Konzentrationen von Wasserdampf und CO_2 unerlässlich, da sie entscheidend die Strahlungsbilanz in der Brennkammer beeinflussen. Darüber hinaus ist die zu erwartende Konzentration des Schadstoffs HCl von großer Bedeutung, da sie, neben dem Einfluss auf die Umwelt, die Lebensdauer des Dampferzeugers u.a. durch Kesselkorrosion signifikant beeinflusst.

Die hier vorgestellte Arbeit untersucht daher die Verbrennung staubförmiger, torrefizierter Buche in einer realitätsnahen 100 kW_{th} Technikums-Anlage, die bei einer Leistung von 60 kW_{th} betrieben wurde. Die Biomasse wurde dabei in einem kontinuierlich arbeitenden Reaktor selbst torrefiziert. Der gemahlene Brennstoff wird über einen Drallbrenner in die Brennkammer eingebracht. Aufgrund der hohen Temperaturen, Partikelbeladungen und chemischen Reaktionen eignet sich nur eine geringe Anzahl von Messtechniken zur quantitativen Messung der in der Brennkammer auftretenden Temperatur sowie entstehenden Gasspezies. Während eine ex-situ Analyse der Prozessgase mithilfe von Fourier-Transformations-Infrarotspektrometern [4], Gaschromatographen [5] oder Massenspektrometern [6] hochgenau durchgeführt werden kann, so bergen diese Methoden

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

jedoch den Nachteil einer aufwändigen Probenentnahme sowie des damit verbundenen Verlusts der Informationen über prozessbedingte Schwankungen sowie über kurzlebige Intermediate. Im Bereich der Temperaturmessung gebräuchliche Kontakt-Messverfahren, wie Thermoelemente, bedürfen aufgrund der hohen entstehenden Strahlungsleistungen der verbrennenden Biomasse sowie der heißen Wände einer aufwändigen Strahlungskorrektur. Auch laserbasierte Messverfahren, wie die kohärente anti-Stokes Ramanspektroskopie und die Rayleigh Streuung [7, 8], eignen sich aufgrund der starken Partikelbeladung nicht für einen Einsatz in anwendungsnahen Brennkammern. Während sich die Partikeltemperaturen der brennenden Kohle bzw. Biomasse sowie des Kokses und der Asche mit Hilfe von Pyrometern bestimmen lassen [4], so versagen diese Verfahren bei der Bestimmung der Gastemperatur aufgrund der im Vergleich zur Strahlungsemission der Wände und Partikel geringen Strahlungsleistung des Gases.

Absorptionsspektroskopie mittels durchstimmbarer Laserdioden (engl. tunable diode laser absorption spectroscopy, TDLAS), bei der die resonante Absorption von Laserlicht an diskreten Absorptionslinien der Gasspezies im infraroten Spektrum erfasst wird, eignet sich hingegen in besonderer Weise zum Einsatz unter diesen rauen Bedingungen [9-12]. Daher wurden in dieser Arbeit zur quantitativen Bestimmung der bei der Verbrennung entstehenden Gase (H_2O, CO_2 und HCl) sowie der Gastemperaturen eine berührungsfreie, laserbasierte in-situ Messtechnik implementiert, die auf dem Prinzip der TDLAS basiert. Aus den gemessenen Spektren kann mittels fortgeschrittener Auswerteverfahren der Molenbruch einer Spezies im Prozessvolumen bestimmt werden. Durch den Vergleich der Stärke zweier Absorptionslinien der gleichen Spezies lässt sich aufgrund der Temperaturabhängigkeit dieser Linien gleichzeitig die Gastemperatur ermitteln. Um eine berührungs- und probenentnahmefreie Messung zu ermöglichen, wurde das Laserlicht durch zwei neu entwickelte, wassergekühlte und gasgespülte Sonden direkt in die Brennkammer eingebracht sowie ausgekoppelt.

Im Folgenden werden zunächst die Herstellung der torrefizierten Biomasse und ihre Eigenschaften beschrieben, gefolgt von einer Beschreibung der Staubfeuerungsversuchsanlage, der verwendeten Messtechnik sowie der verwendeten Sonden und Lasersysteme. Im Anschluss werden die Ergebnisse der Messungen, die in verschiedenen Abständen zum Brenner durchgeführt wurden, vorgestellt.

2. Experimenteller Aufbau

Torrefizierung

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Zur Herstellung der torrefizierten Biomasse werden in einem kontinuierlich arbeitenden Reaktor Buchenholzspäne ohne Rinde unter Stickstoffatmosphäre bei 280 °C und einer Verweildauer von 30 min pyrolysiert. Dabei werden die Holzspäne über eine Förderschnecke durch ein doppelwandiges Rohr, das mittels Heißluft geheizt wird, durch die Torrefizierungsstrecke gefördert. Während dieses Prozesses wird der Biomasse ein Teil der flüchtigen Komponenten ausgetrieben. Holzspäne bieten im Vergleich zu anderen Biomassen (Gräser, Nussschalen, Überreste der Landwirtschaft, etc.) den Vorteil, dass ihre chemischen und physikalischen Eigenschaften, wie Heizwert, Zusammensetzung und Mahlbarkeit, wenig schwanken [1]. Eine Elementaranalyse ergab, dass der Heizwert der Buchenholzspäne von üblicherweise ~19 [13] auf 20.6 MJ/kg ansteigt. Das molare Sauerstoff- zu Kohlenstoffverhältnis sinkt von üblicherweise 0.65 bei unbehandelten Buchenspänen auf 0.57 und das Wasserstoff- zu Kohlenstoffverhältnis sinkt von 1.52 auf 1.39, wodurch die torrefizierte Biomasse im Van-Krevelen Diagramm in seinen Eigenschaften näher an die Braunkohle heranrückt.

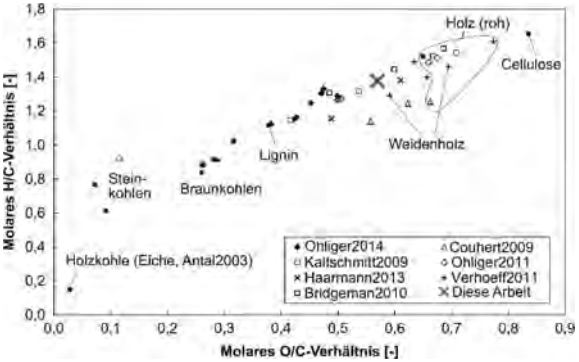


Bild 1: Einordnung der torrefizierten Buchenspäne (rotes Kreuz) im Van-Krevelen Diagramm und Vergleich zu Literaturwerten (entnommen aus Ohliger [13])

Im Anschluss an die Torrefizierung wird die Biomasse gemahlen. Die prozentualen Anteile der gemahlenen Biomasse in bestimmten Siebgrößenbereichen können Tabelle 1 entnommen werden. Genauere Informationen zur Herstellung der Biomasse können Ohlinger [13] entnommen werden.

Tabelle 1: Partikelgrößenverteilung der Biomasse nach Vermahlung

Korngröße [µm]	> 160	125-160	90-125	45-90	32-45	< 45
$\%_{Gew}$	0,0	0,1	0,6	14,5	11,8	73,0

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Versuchsanlage

Die Staubfeuerungsanlage (Bild 2) besteht aus einer zylindrischen Brennkammer mit einem Innendurchmesser von 400 mm und einer Gesamtlänge von 4200 mm, an deren oberen Ende ein nach unten feuernder Drallbrenner angebracht ist. Durch den höhenverstellbaren Brenner wird die gemahlene Biomasse mit definierten Luftströmen gemischt, verdrallt und in die Brennkammer eingebracht. Durch die hohe Strahlungsleistung der heißen Wände der Brennkammer sowie die im Brenner aufgrund der Verbrennung vorherrschenden hohen Temperaturen werden den Partikeln zunächst die verbleibenden Flüchtigen ausgetrieben, die zur Zündung gebracht werden, bevor es weiter stromab zum Koksabbrand kommt. Die Wandtemperatur der Brennkammer kann über in den feuerfesten Ziegeln eingebrachte Heizelemente beim Start des Brenners eingestellt und im weiteren Betrieb kontrolliert werden. Das Rauchgas inklusive Flugasche verlässt die Brennkammer am unteren Ende über eine verjüngende Düse in eine separate Löschkammer (Quenche), in der durch Einbringung eines Wassersprays die Temperatur reduziert und die wesentlichen verbleibenden chemischen Reaktionen beendet werden. Das verbleibende Rauchgas verlässt dann die Einrichtung durch einen Kamin. 2100 mm unterhalb des oberen Endes der Brennkammer sind drei optische Zugänge angebracht (Bild 4), durch die aufgrund des höhenverstellbaren Brenners verschiedene Abschnitte der Flamme untersucht werden können. Durch zwei dieser Zugänge werden die im

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

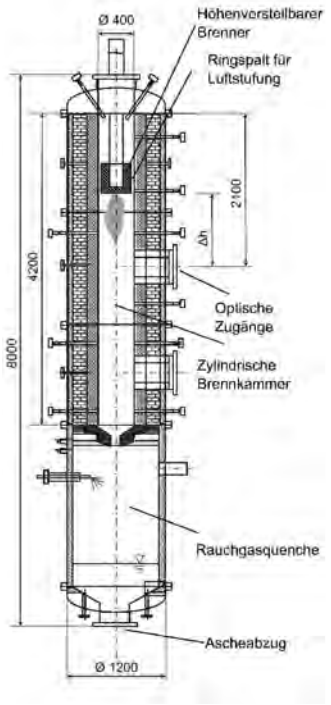


Bild 2: Aufbau der Staubfeuerungsanlage (Vertikalschnitt, Einheiten in mm)

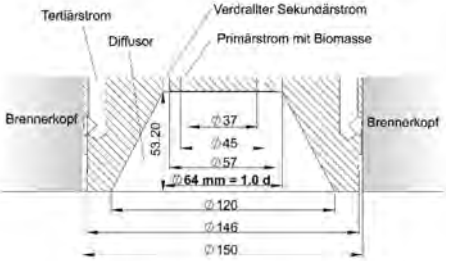


Abb. 3: Querschnitt des Drallbrenners, Einheiten in mm

entsprechenden Abschnitt vorgestellten wassergekühlten Sonden zur Untersuchung der Flamme eingebracht. Der Brenner selbst besteht aus einem linearen Diffusor (Bild 3), an dessen oberen Ende durch zwei konzentrische Spalte Brennstoff und Luft eingebracht werden können. Während durch den inneren Spalt der mit einem Luftstrom (Primärstrom) vermengte Brennstoff axial eingebracht wird, tritt durch den zweiten Spalt der nur aus Luft bestehende, verdrallte Sekundärstrom ein. Die Verdrallung wird dabei durch interne schräge und axiale Bohrungen realisiert, wobei die Drallzahl (Verhältnis zwischen axial und radial eingebrachten Impulsstrom) dabei durch das Verhältnis des Luftstroms zwischen den verschiedenen Bohrungen einstellbar ist. Während der hier vorgestellten Versuche wird die Drallzahl unverändert bei 1 belassen. Die Tertiärluft wird unverdrallt in durch einen Spalt zwischen Diffusor und Brennerstein eingeblasen. Ein vierter Luftstrom (Stufungsströmung), der an der Brennkammerwand zwischen dem höhenverstellbaren Brennerstein und der Brennkammerwand in die Brennkammer eingebracht wird, ermöglicht eine Oxidatorstufung. Durch eine Erhöhung des Anteils der Stufungsströmung an der Gesamtluftversorgung kann die Reaktionszone in die brennerferne Zone verschoben werden und die Flamme in der brennernahen Zone lokal angefettet werden. In den hier vorgestellten Experimenten wurde das globale Verbrennungsluftverhältnis λ_G im mageren Bereich bei 1.3 fest eingestellt, allerdings der lokale Anteil im Brenner sowohl brennstoffreich (λ_L=0.8) als auch stöchiometrisch (λ_L=1) betrieben. Eine genauere Beschreibung der Staubfeuerungsanlage kann Hees et al. [4] entnommen werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Messprinzip

Vier Spektrometer, die auf dem Prinzip der TDLAS beruhen, kamen bei den berührungslosen in-situ Messungen von Temperatur und Spezieskonzentration zum Einsatz. Die TDLAS wird zunehmend zur Analyse von Verbrennungsprozessen, auch speziell in der Kohleverbrennung, eingesetzt, da sie kalibrationsfreie und quantitative Messung auch in rauen Umgebungen mit hohen Partikelbeladungen und Temperaturen ermöglicht [9-12, 14, 15]. Die TDLAS misst die resonanten und nicht-resonanten Laserlichtverluste bei Durchquerung des Brennraums. In Gasen wird die wellenlängenabhängige Absorption durch Vibrations-Rotationsübergänge der Gasmoleküle im infraroten Spektralbereich hervorgerufen. Diese Übergänge erzeugen bei Umgebungsdruck spektral schmalbandige Absorptionslinien. Bei der TDLAS wird die Emissionswellenlänge eines oder mehrerer Diodenlaser durch Modulation des Laserstroms schnell über eine oder mehrere dieser molekülspezifischen Absorptionslinien abgestimmt. Nach Durchquerung des Brennkammervolumens wird die Laserintensität gemessen. Unter Annahme eines homogenen Absorptionspfades ergibt sich die gemessene Absorbanz $OD_e(\nu)$ des Laserstrahls bei der Laserfrequenz ν aus dem Lambert-Beer Gesetz [9]:

$$OD_e(\nu) = -ln\left(\frac{I(\nu) - E(t)}{I_0(\nu) \cdot Tr(t)}\right) = \sum_{i,j} S_{i,j}(T) \cdot n_i \cdot \phi\left(\nu - \nu_{0,i,j}, T, p, x_i\right) \cdot L \qquad (1)$$

wobei $I_0(\nu)$ und $I(\nu)$ den Intensitäten des in die Brennkammer einfallenden bzw. aus der Brennkammer austretenden, abgeschwächten Laserstrahls entsprechen. Die Einflüsse von Breitbandabsorption, z.B. durch Biomassepartikel, und breitbandiger Hintergrundemission, z.B. durch die heißen Brennkammerwände und die thermische Strahlung der Biomassepartikel, werden durch die Terme $Tr(t)$ bzw. $E(t)$ berücksichtigt, die durch eine Regression einer breitbandigen Basislinie an die Laserintensitätsfunktion bzw. durch temporären Betrieb des Lasers unterhalb der Emissionsstromstärke ermittelt werden können. Die optische Dichte des Gases wird über die temperaturabhängige Linienstärke $S_{i,j}(T)$ der Absorptionslinie j der Gasspezies i berücksichtigt. Die flächennormierte Linienformfunktion ϕ beschreibt die Verteilung der Absorbanz um die zentrale Wellenlänge $\nu_{0,i,j}$ der Absorptionslinie und wird durch den Gasdruck p, den Molenbrüchen der einzelnen Spezies x_i und der Temperatur T beeinflusst. Die Linienformfunktion ergibt sich aus Doppler- und Stoßverbreitung durch Faltung zu einem Voigt-Profil. L ist die Pfadlänge, die der Laserstrahl innerhalb der Brennkammer zurücklegt. Durch Umstellung von Gl. (1), Integration der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Linienfunktion über die spektrale Abstimmtiefe des Lasers und Verwendung des idealen Gasgesetzes lässt sich die Gaskonzentration der Spezies i bestimmen:

$$c_i = -\frac{k_B \cdot T}{S(T)_i \cdot p \cdot L} \cdot \int \ln\left(\frac{I(\nu) - E(t)}{I_0(\nu) \cdot Tr(t)} \frac{\partial \nu}{\partial t}\right) dt \qquad (2)$$

Die Linienstärke $S(T)_i$ wird dabei für die Gasspezies HCl aus der spektroskopischen Datenbank HITRAN2012 [16] entnommen, für H_2O und CO_2 werden die in HITRAN2012 enthaltenden Daten um zusätzliche Übergänge der Datenbank HITEMP2010 [17] sowie experimentell verbesserte Daten von Pogany et al. [18] ergänzt. Unter Kenntnis der Absorptionslänge L innerhalb der Brennkammer und des Laserabstimmkoeffizienten $\partial\nu/\partial t$, der eine Charakteristik des Lasers darstellt, kann die absolute Spezieskonzentration errechnet werden.

Ein kritischer Faktor bei dieser Berechnung ist die Kenntnis der Gastemperatur T, da diese einen nichtlinearen Einfluss auf die Genauigkeit der Messung hat, aber in Brennkammern mit üblichen Messverfahren, wie in der Einleitung beschrieben, schwer zu messen ist. Daher wird die Gastemperatur spektroskopisch aus dem TDLAS-Signal durch Zuhilfenahme der Zweilinienthermometrie gemessen. Bei dieser Technik wird die spezifische Temperaturabhängigkeit der verschiedenen Absorptionslinien einer Spezies genutzt. Diese ist abhängig von der jeweiligen Grundzustandsenergie E_i des Übergangs. Durch Vergleich der gemessenen Absorptionsfläche A_i zweier benachbarter Übergänge kann unter Berücksichtigung der Bolzmannverteilung die pfadgemittelte Temperatur des Gases entlang des Laserpfades über

$$\frac{A_1}{A_2} = \frac{S_1(T_{296})}{S_2(T_{296})} \cdot e^{-\frac{(E_{i1} - E_{i2})}{k_b}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{296}}\right)} \qquad (3)$$

bestimmt werden, wobei T_{296} der Referenztemperatur bei 296 K entspricht.

Sonden und optischer Aufbau

Die Laserstrahlen werden innerhalb zweier Sonden, die an zwei gegenüberliegenden optischen Zugängen in der Brennkammerwand angebracht sind, bis zur Brennkammer geführt bzw. reflektiert. Abb. 4 zeigt einen Schnitt durch die Staubfeuerungsanlage auf Höhe der optischen Zugänge. Das Laserlicht wird durch eine Glasfaser in die Lasersonde geleitet, wo es mit Hilfe einer stabförmigen GRIN (Graded-Index)-Linse kollimiert wird. Die Linse befindet sich in einer zentralen Bohrung eines Off-Axis Parabolspiegels (OAP). Durch ein antireflexbeschichtetes Fenster tritt der kollimierte Laserstrahl in ein doppelwandiges, wassergekühltes Rohr ein. An der Brennkammerseite verlässt der Laser die Sonde durch ein weiteres Fenster, das zur Unterdrückung von optischen Interferenzen gekeilt ist. Nach

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

einfacher Durchquerung des Brennkammervolumens trifft der Laser auf einen an der Spitze der zweiten Sonde befindlichen Retroreflektor aus Quarzglas. Dieser reflektiert den Strahl in Ursprungsrichtung zurück. Nach einer zweiten Durchquerung von Brennkammer und Lasersonde wird der Laser durch den OAP auf eine Photodiode fokussiert, die die Laserintensität misst. Durch die doppelte Durchquerung der Brennkammer wird die Absorptionslänge erhöht und gleichzeitig der Einfluss von „*beam-steering*“ durch die Verbrennung reduziert.

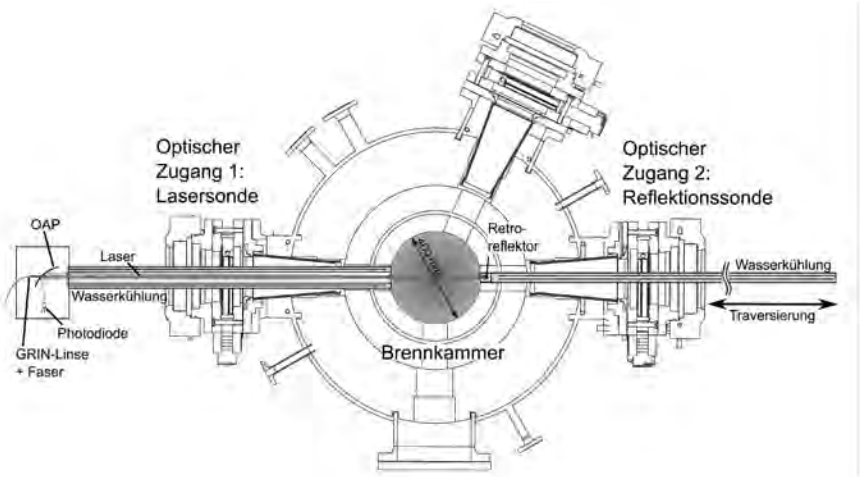


Bild 4: Querschnitt der Brennkammer in Höhe der optischen Zugänge und Aufbau der beiden optischen Sonden

Sowohl das Rohr der Lasersonde als auch das Gehäuse der Optiken werden mit hochreinem Stickstoff (5.0) gespült, um eine Absorption des Lasers an Wassermolekülen in den Sonden zu verhindern. Zusätzlich dient der Stickstoff dazu, auf das brennerseitige Fenster der Lasersonde und den Retroreflektor der Reflektionssonde einen Spülfilm zu legen, der eine Verschmutzung der Optiken durch Biomassepartikel verhindert. Dazu werden beide Sonden mit jeweils 500l/h Stickstoff gespült. Die Reflektionssonde ist axial traversierbar, um eine exakte Einstellung der Absorptionsstrecke zu ermöglichen.

Das Laserlicht wird von vier Diodenlasern unterschiedlicher Wellenlänge erzeugt. Für die Messung von H_2O kommen zwei Laser zum Einsatz, ein breitbandig abstimmbarer *Vertical-Cavity Surface-Emitting Laser* (VCSEL, Vertilas), der Wasserlinien bei 1392 nm überstreicht,

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

sowie ein neuartiger *Discrete Mode* Laser (DM, Eblana), der bei 1854 nm emittiert. Das Verhältnis der Übergänge bei 7185,6 cm^{-1} (1391,6 nm) und 7181,2 cm^{-1} (1392,5) nm bzw. 5393,7 cm^{-1} (1854,4 nm) und 5394,2 cm^{-1} (1853,8) nm wird dabei jeweils zur Bestimmung der Temperatur über Zweilinienthermometrie herangezogen. Die CO-Konzentration wird mit Hilfe eines *Distributed Feedback* (DFB, NanoPlus) Lasers erfasst, der sowohl die R18e Linie bei 4991,3 cm^{-1} (2003,5 nm) als auch die benachbarten Übergänge erfasst. Dieser wird mit dem DM Laser bei 1854 nm zeitlich gemultiplext, sodass eine quasi-simultane Aufnahme der Temperatur und den Konzentrationen an H_2O und CO_2 möglich ist. Zur Messung von HCl kommt ein DM Laser von Eblana zum Einsatz, der die R3 Absorptionslinie von $H^{37}Cl$ bei 1742,4 nm (5759,3 cm^{-1}) erfasst. Die Repetitionsrate der Laser betrug 330 Hz; durch eine Mittelung der Rohdaten über 10 Spektren ergab sich eine Messgeschwindigkeit von 33 Hz.

3. Ergebnisse

Brennkammer-Absorptionsprofile

Die Messungen wurden in sechs verschiedenen Abständen (64 – 384 mm) zur Brennerkopfplatte durchgeführt, um die Entstehung der Gase sowie den Aufheizvorgang und Abbrand nachverfolgen zu können. Der Abstand wurde in Vielfachen des inneren Diffusordurchmessers (D=64 mm) gewählt. Bei der brennerfernsten Position 6D sind die meisten Biomassepartikel vollständig verbrannt. Daher liegen hier die höchsten Konzentrationen der Verbrennungsprodukte H_2O, CO_2 und HCl vor.

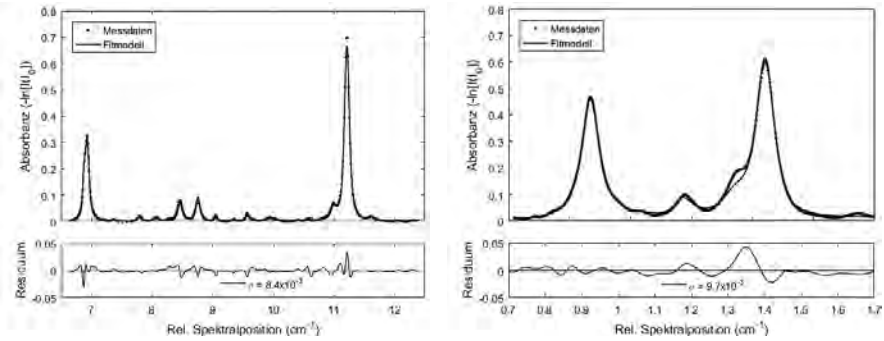


Bild 5 a: Absorptionsprofil von H_2O bei 1392 nm b: Absorptionsprofil von H_2O bei 1854 nm

Bild 5 a zeigt exemplarisch ein bei 1392 nm gemessenes Absorptionsprofil der Spezies H_2O (lokales Äquivalenzverhältnis λ_L=0.8) sowie einen Vergleich mit dem dazugehörigen Fitmodell. Das Signal zu Rausch-Verhältnis liegt im Bereich von 60, was zu einer

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Unsicherheit bei der Temperaturmessung von ±48 K bei 1550 K und der Konzentrationsmessung von ±0.25%$_V$ führt. Die Abweichungen sind im Wesentlichen durch Formfehler bestimmt, bedingt durch Fehler beim Fit der Linienformfunktionen. Bild 5 b zeigt das Absorptionsprofil von H_2O bei 1854 nm in gleicher Brennerposition, gemessen mit dem DM Laser. Hier wird der Fehler durch eine Vielstrahlinterferenz („Fringe“) und einen Fehler der Absorptionslinienstärke der Linie bei 1853,1 nm (5396,3 cm^{-1}) bestimmt. Das SNR liegt bei 60, wodurch sich eine Unsicherheit von ±20 K bzw. 0,14%$_V$ ergibt.

Die instantane Temperaturmessung des Lasers bei 1854 nm wird zur Bestimmung der CO_2-Konzentration mittels des 2004-nm-DFB herangezogen. Das dazugehörige Absorptionsprofil ist in Abb. 6 a gezeigt. Hier sind mehrere CO_2-Absorptionslinien sichtbar, wobei die R18e-Linie im Spektrum bei 1,35 cm^{-1} rel. aufgrund der geringsten Unsicherheiten der Absorptionslinienstärke verwendet wurde. Die weiteren Linien wurden zur Korrektur des Hintergrundes angefittet. Eine starke Absorptionslinie von H_2O (nicht abgebildet) beeinflusst das Spektrum im rechten Bereich. Bei 6D ergibt sich aus dem Spektrum eine Konzentrationsunsicherheit von etwa ±0,6%$_V$.

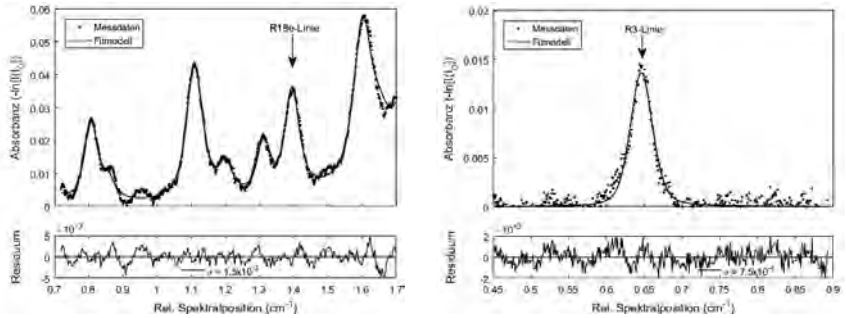


Bild. 6 a: Absorptionsprofil von CO_2 bei 2003,5 nm b: Absorptionsprofil von HCl bei 1742 nm

Im Absorptionsprofil von HCl (Bild 6b) ist hingegen nur die R3 Linie signifikant. Hier wird das SNR von weißem Rauschen dominiert und führt zu einer Unsicherheit von ±30 ppm.

Temperatur und Konzentrationsverlauf

Bild 7 a zeigt den pfadgemittelten Temperaturverlauf in der Brennkammer mit zunehmendem Brennerabstand für eine lokales Äquivalenzverhältnis von λ_L=1 und λ_L=0.8. Ein im brennernahen Bereich stöchiometrisches Gemisch führt zu einem frühen, starken Anstieg der Temperatur, das bei etwa 3D sein Maximum erreicht. Hier ist die Wärmefreisetzung abgeschlossen, wodurch die Temperatur nicht mehr weiter steigt sondern das Gasgemisch

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

im Gegenteil im weiteren Verlauf durch Wärmeverluste langsam abkühlt. Die maximale pfadgemittelte Temperatur liegt dabei im Bereich von 1500 K. Bei einem im Brennernahbereich brennstoffreichen Gemisch findet eine vollständige Verbrennung dagegen später statt, da der notwendige Sauerstoff durch die Oxidatorstufung erst später zugeführt wird. Daher wird der höchste Temperaturpunkt erst bei 6D mit etwa 1550 K gemessen. Als Fehlerbalken wurde die Standardabweichung der Messwerte eingezeichnet, da diese üblicherweise in der gleichen Größenordnung wie die Messfehler liegen oder diese durch prozessbedingte Schwankungen sogar übersteigen. In Bild 7 b ist die mit dem 2004 nm DFB Laser gemessene CO_2-Konzentration für λ_L=1 im Abstand zum Brenner dargestellt. Durch den späten Koksabbrand mit hohem Kohlenstoffanteil kommt es noch bis zur Position 3D, bei der auch das Temperaturmaximum erreicht wird, zu einem starken Anstieg der CO_2-Konzentration. Danach ist im Wesentlichen ein Gleichgewichtszustand erreicht. Anhand der Elementaranalyse kann unter Annahme vollständiger Verbrennung der Edukte zu H_2O, CO_2, N_2 und O_2 abgeschätzt werden, dass dieser Gleichgewichtszustand bei etwa 11.2% liegt, was sehr gut mit den Messungen übereinstimmt.

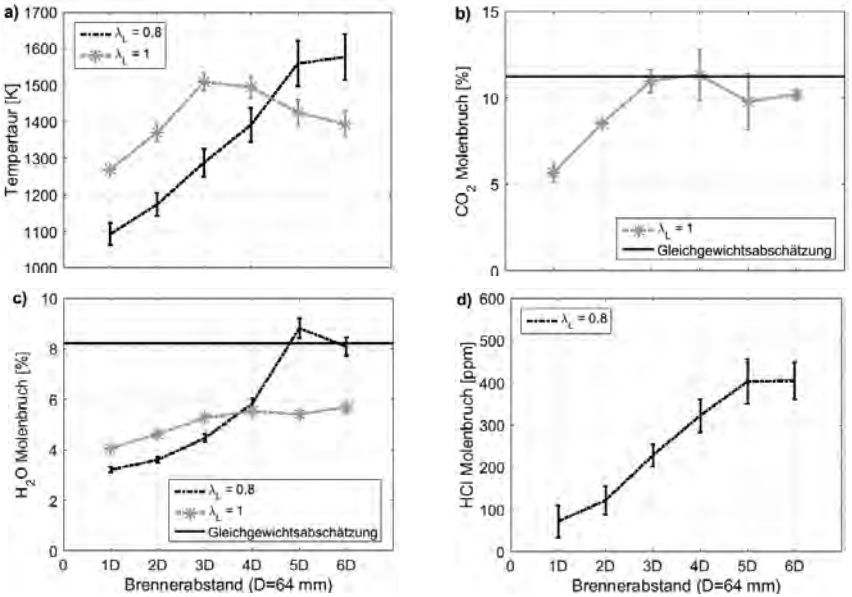


Bild 7: Temperaturverlauf und Molenbrüche für λ_L= 0.8 und 1

In Bild 7 c sind die Konzentrationen an Wasserdampf für beide lokalen Äquivalenzverhältnisse eingetragen. Bei λ_L=0.8 ist ersichtlich, dass die H_2O-Konzentration

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

zunächst stark ansteigt, um bei etwa 5D ein Maximum zu erreichen und daraufhin leicht zu sinken. Dabei steigt sie kurzzeitig knapp über den abgeschätzten Gleichgewichtswert an, bevor sie sich diesem asymptotisch nähert. Bei 5D ist daher der Ausbrand der flüchtigen Bestandteile mit hohem Wasserstoffanteil abgeschlossen, der Koksabbrand mit geringem Wasserstoffanteil ist aber vermutlich noch nicht vollständig, sodass das Temperaturmaximum auch erst nach dem Koksabbrand bei 6D erreicht wird. Bei λ_L=1 zeigt sich auch ein Anstieg der Wasserdampfkonzentration, diese bleiben aber deutlich unterhalb der Gleichgewichtsabschätzung. Chemilumineszenzaufnahmen zeigen, dass die Flamme bei λ_L=1 sehr stark fluktuiert. Möglicherweise führten diese Fluktuationen zu einer Mittelung der Messung über verschiedene Flammenzustände bzw. Reaktionsfortschritte und damit einhergehend zu einer reduzierten gemessenen Wasserkonzentration. Auch können die starken Flammenoszillationen zu einer unvollständigen Verbrennung mit einhergehend geringeren H_2O-Konzentration geführt haben.

Mit dem Abschluss der Verbrennung bei 5D bei λ_L=0.8 wird auch gleichzeitig ein Sättigungswert der Konzentration von HCl erreicht, wie in Abb. 7 d sichtbar wird. Da das HCl im Wesentlichen aus dem Koksabbrand heraus entsteht ist bei 1D, wo primär volatile Anteile verbrannt sind, die Konzentration noch vergleichsweise gering, steigt dann aber im weiteren Verlauf auf 400 ppm an.

4. Zusammenfassung

Für die in-situ Messung der Temperatur und Konzentration an H_2O, CO_2 und HCl bei der Verbrennung von torrefizierter Buche in einer anwendungsnahen Staubfeuerungsanlage wurden vier auf der TDLAS basierende Spektrometer und wassergekühlte Sonden entwickelt. Bei den Messungen zeigte sich, dass die Spektrometer Genauigkeiten von bis zu ±20 K bzw. ±0,6%$_V$ (H_2O), ±0,6%$_V$ (CO_2) und ±30 ppm (HCl) erlaubten. Bei der Feuerung traten, je nach lokalem Äquivalenzverhältnis, Temperaturen von bis zu 1600 K auf. Für ein lokal brennstoffreiches Gemisch wurde die Maximaltemperatur später erreicht als bei einem in brennernähe stöchiometrischen Gemisch, da durch die Oxidatorstufung die Stöchiometrie erst später erreicht wurde. Sowohl die Konzentration an CO_2 als auch an H_2O stieg mit zunehmendem Brennerabstand durch den erhöhten Reaktionsfortschritt an. Die gemessenen Gleichgewichtswerte der Spezieskonzentrationen stimmten gut mit denen anhand der Elementaranalyse abgeschätzten Werte überein. Es zeigte sich, dass im Rauchgas der Feuerung nach dem Koksabbrand HCl-Konzentrationen von etwa 400 ppm entstehen, wobei diese Konzentration im Vergleich zu H_2O erst spät ansteigt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Danksagung

Die Autoren möchten sich für die Förderung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft im Rahmen des Sonderforschungsbereichs/Transregio 129 „Oxyflame - Entwicklung von Methoden und Modellen zur Beschreibung der Reaktion fester Brennstoffe in einer Oxyfuel-Atmosphäre“ bedanken.

Literatur

[1] Chew, J. J., Doshi, V.: *Recent advances in biomass pretreatment – Torrefaction fundamentals and technology.* Renew. Sustain. Energ. Rev. 15: 4212–4222, doi: 10.1016/j.rser.2011.09.017 (2011)

[2] van der Stelt, M. J. C., Gerhauser, H., Kiel, J. H. A., Ptasinski, K. J..: *Biomass upgrading by torrefaction for the production of biofuels: A review.* Biomass and Bioenergy 35: 3748-3762, doi: 10.1016/j.biombioe.2011.06.023 (2011)

[3] Fisher, E. M., Dupont, C., Darvell, L. I., Commandré, J.-M., Saddawi, A., Jones, J. M., Grateau, M., Nocquet, T., Salvador, S.: *Combustion and gasification characteristics of chars from raw and torrefied biomass.* Bioresource Technology 119: 157–165, doi: 10.1016/j.biortech.2012.05.109 (2012)

[4] Hees, J., Zabrodiec, D., Massmeyer, A., Pielsticker, S., Gövert, B., Habermehl, M., Hatzfeld, O., Kneer, R.: *Detailed analyzes of pulverized coal swirl flames in oxy-fuel atmospheres.* Comb. Flame 172: 289-301, doi: 10.1016/j.combustflame.2016.07.028 (2016)

[5] Ledesma, E.B., Kalish, M. A., Nelson, P. F., Wornat, M. J., Mackie, J. C.,: *Formation and fate of PAH during the pyrolysis and fuel-rich combustion of coal primary tar.* Fuel 79: 1801-1814, doi: 10.1016/s0016-2361(00)00044-2 37 (2000)

[6] Frigge, L., Ströhle, J., Epple, B.: *Release of sulfur and chlorine gas species during coal combustion and pyrolysis in an entrained flow reactor.* Fuel 201: 105-110, doi: 10.1016/j.fuel.2016.11.037 (2017)

[7] Fuest, F., Barlow, R. S., Chen, J.-Y., Dreizler, A.: *Raman/Rayleigh scattering and CO-LIF measurements in laminar and turbulent jet flames of dimethyl ether.* Combustion and Flame 159: 2533–2562, doi: 10.1016/j.combustflame.2011.11.001 (2012)

[8] Mann, M, Jainski, C., Euler, M, Böhm, B., Dreizler, A.: *Transient flame–wall interactions: Experimental analysis using spectroscopic temperature and CO concentration measurements.* Combustion and Flame 161: 2371–2386, doi: 10.1016/j.combustflame.2014.02.008 (2014)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[9] Teichert, H., Fernholz, T., Evert, V.: *Simultaneous in situ measurement of CO, H_2O, and gas temperatures in a full-sized coal-fired power plant by near-infrared diode lasers*. Applied Optics, Vol 42, Nr. 12 (2003)

[10] Bürkle, S., Greifenstein, M., Wagner, S., Dreizler, A., Ebert, V.: *Optical Sensing of Turbine Inlet Temperature in a Pressurized Gas Turbine Combusto*r, in: Imag. and Appl. Opt. 2016, OSA technical Digest, paper LT4F.4., doi: 10.1364/LACSEA.2016.LT4F.4 (2016)

[11] Ortwein, P., Woiwode, W., Fleck, S., Eberhard, M., Kolb, T., Wagner, S., Gisi, M., Ebert, V. *Absolute diode laser-based in situ detection of HCl in gasification processes.* Exp in Fluids 49: 961–968, Doi: 10.1007/s00348-010-0904-2 (2010)

[12] Webber, W. E., Wang, J., Sanders, S. T., Baer, S. D., Hanson, R. K.: *In Situ Combustion Measurements of CO, CO_2, H_2O and Temperature using Diode Laser Absorption Sensors.* Proc of the Comb Inst 28: 407–413, doi: 10.1016/s0082-0784(00)80237-4 (2000)

[13] Ohlinger, Andreas.: *Experimentelle und theoretischen Untersuchung der Torrefizierung von Buchenholz.* Dissertation an der RWTH Aachen, http://publications.rwth-aachen.de/record/479297/files/479297.pdf?subformat=pdfa (2014)

[14] Wagner, S., Fisher, B. T., Fleming, J. W., Ebert, V.: *TDLAS-based in situ measurement of absolute acetylene concentrations in laminar 2D diffusion flames*. Proceedings of the Combustion Institute 32, pp. 839–846, doi:10.1016/j.proci.2008.05.087 (2009)

[15] Mackay, K. L., Chanda, A., Mackay, G., Pisano, J. T., Durbin, T., D., Crabbe, K., Smith, T.: *Measurement of Hydrogen Chloride in Coal-Fired Power Plant Emissions using Tunable Diode Laser Spectrometry*. J Appl Spec 83, No. 4, Doi: 10.1007/s10812-016-0338-6 (2016)

[16] Rothman, L. S., Gordon, I. E., Babikov, Y., Barbe, A., Chris Benner, D., Bernath, P. F., Birk, M., Bizzocchi, L., Boudon, V., Brown, L. R., Campargue, A., Chance, K., Cohen, E. A., Coudert, L. H., Devi, V. M., Drouin, B. J., Fayt, A., Flaud, J. M., Gamache, R. R., Harrison, J. J., Hartmann, J. M., Hill, C., Hodges, J. T., Jacquemart, D., Jolly, A., Lamouroux, J., LeRoy, R. J., Li, G., Long, D. A., Lyulin, O. M., Mackie, C. J., Massie, S. T., Mikhailenko, S., Mueller, H. S. P., Naumenko, O. V., Nikitin, A. V., Orphal, J., Perevalov, V., Perrin, A., Polovtseva, E. R., Richard, C., Smith, M. A. H., Starikova, E., Sung, K., Tashkun, S., Tennyson, J., Toon, G. C., Tyuterev, V. G., Wagner, G.: *The HITRAN2012 molecular spectroscopic database.* Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer, Vol.130, pp. 4–50 (2013)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[17] Rothman, L. S., Gordon, I. E., Barber, R. J., Dothe, H., Gamache, R. R., Goldman, A., Perevalov, V., Tashkun, S. A., Tennyson, J.: *HITEMP, the high-temperature molecular spectroscopic database*. Journal of Quantitative Spectroscopy & Radiative Heat Transfer, Vol. 111, pp. 2139-2150, doi:10.1016/j.jqsrt.2010.05.001 (2010)

[18] Pogány, A., Klein, A., Ebert, V.: *Measurement of Water Vapor Line Strengths in the 1.4–2.7 µm Range by Tunable Diode Laser Absorption Spectroscopy*. Journal of Quantitative Spectroscopy & Radiative Transfer, Vol. 165, pp. 108–122, http://dx.doi.org/10.1016/j.jqsrt.2015.06.023 (2015)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Einfluss der Partikelgröße auf den Partikelemissionsgrad eines Steinkohlekokses

M.Sc. **P. Graeser**, Dr.-Ing. **M. Schiemann**, Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik (LEAT), Ruhr-Universität Bochum, Bochum;

Kurzfassung

Zur Untersuchung des Emissionsgrades von Kokspartikeln wird ein Versuchsstand betrieben, an dem simultan die Temperatur, der Durchmesser und die emittierte Infrarot-Strahlung einzelner, reagierender Partikel unter realitätsnahen Bedingungen detektiert werden können. Um den Einfluss der Partikelgröße auf den Emissionsgrad zu untersuchen, werden beispielhaft Partikel verschiedener Siebfraktionen verwendet und vorgestellt.

1. Einleitung

In Staubfeuerungen hat Partikelstrahlung typischerweise den größten Anteil an der Wärmeübertragung, wobei der Anteil der Strahlung an der Wärmeübertragung für Oxyfuel-Feuerungen noch weiter ansteigt, da in diesem Fall der Partialdruck der strahlenden Komponenten H_2O und CO_2 signifikant höher ist [1]. Da der Strahlungswärmestrom von einem brennenden Partikel zu seiner Umgebung linear abhängig vom Emissionsgrad der Partikeloberfläche ist, hat dieser einen entscheidenden Einfluss. Die Partikeltemperatur übersteigt in Staubfeuerungen typischerweise 1473 K [2] und somit wird der größte Anteil der Partikelstrahlung im Wellenlängenbereich von 500 nm bis 5 µm emittiert. Der Emissionsgrad wird typischerweise in CFD-Simulationen zur Berechnung des Wärmeübertrags in Staubfeuerungen verwendet [3]–[5]. Der Einfluss des Emissionsgrades auf den Wärmeaustausch in einer generischen Brennkammer unter Oxyfuel-Bedingung wurde durch Gronarz et al. dargestellt [6]. Außerdem wird der Emissionsgrad benötigt um die Energiebilanz um ein brennendes Partikel zu lösen und somit beispielsweise Koksabbrandkinetiken bestimmen zu können [7]–[9].

In der Literatur gibt es bereits mehrere Untersuchungen zur experimentellen Bestimmung des Koksemissionsgrads: Solomon et al. haben den spektralen Emissionsgrad einer brennenden Partikelsträhne in einem Flugstromreaktor bestimmt [10], [11]. Hauptsächlich fanden sie einen Emissionsgrad kleiner als eins und nicht-graues Strahlverhalten für verschiedenen Proben. Außerdem fanden sie heraus, dass der Emissionsgrad von der Partikelgröße, dem Inkohlungsgrad, dem Aschegehalt und dem Grad der Pyrolyse

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

beeinflusst wird. Baxter et al. haben den Emissionsgrad im Temperaturbereich von 393 bis 473 K untersucht, indem sie Kokspartikel auf NaCl-Fenster aufbrachten und diese erhitzten [12]. Dabei wurde ebenfalls ein Emissionsgrad signifikant kleiner als eins gemessen. Bhattacharya und Wall haben den Einfluss des Abbrands auf den spektralen Emissionsgrad untersucht, indem sie eine Koksprobe auf einem Halter platziert haben, welcher bis auf 1273 K aufgeheizt wurde [13]. Dabei entdeckten sie unter anderem auch ein nicht-graues Strahlverhalten der Kokspartikel. Graeser und Schiemann konnten erstmals den Partikelemissionsgrad bei höheren Temperaturen bis zu 2500 K untersuchen und haben dabei ebenfalls einen Emissionsgrad kleiner als eins und einen Einfluss des Abbrands gefunden [14], [15]. Theoretische Untersuchungen zum Emissionsgrad von Aschepartikeln, welche mit Hilfe der Mie-Theorie durchgeführt wurden, lieferten einen Emissionsgrad, der mit der Partikelgröße ansteigt und mit der Temperatur sinkt [16]. Diese Erkenntnis wurde durch experimentelle Untersuchungen bestätigt [17], [18]

Das vorliegende Manuskript beschreibt die experimentelle Untersuchung des Einflusses der Partikelgröße auf den Emissionsgrad einzelner, reagierender Kokspartikel unter realistischen Bedingungen für Staubfeuerungen. Der Versuchsstand besteht aus einem Flugstromreaktor mit einem optischen Zugang [8], [19] um gleichzeitig die Partikeltemperatur mittels Zwei-Farben-Pyrometrie, den Partikeldurchmesser (unter der Annahme von sphärischen Partikeln) und die Strahlung im IR-Bereich detektieren zu können. Letzteres kann entweder im Spektralbereich von 1.25 bis 2.25 µm mittels eines Faser-Spektrometers durchgeführt werden oder es wird ein InSb-Detektor im Bereich von 2.4 bis 5.5 µm verwendet (integral gemessen), wodurch sichergestellt ist, dass im dominierenden Teil der Wärmestrahlung gemessen werden kann. Sowohl der Versuchsstand als auch die Kalibrierung und erste Resultate wurden bereits vorgestellt [14], [15], [20].

2. Versuchsstand

Ein Schema des Versuchsstands befindet sich in Bild 1. Im linken Teil sind Photomultiplier dargestellt, mit deren Hilfe Partikeldurchmesser und Partikeltemperatur bestimmt werden. Dabei wird die Temperatur durch Zwei-Farben-Pyrometrie an den Wellenlängen 550 nm und 700 nm gemessen [8]. Für die Bestimmung des Partikeldurchmessers wird eine kodierte Blende verwendet [21]. Im mittleren Teil befindet sich Detektor zur Messung der IR-Strahlung. Dafür wird entweder ein Faser-Spektrometer (1,25-2,25 µm, spektral aufgelöst) oder ein InSb-Detektor (2,4-5,5 µm, integral gemessen) benutzt. Die Aufteilung der emittierten Strahlung des Kokspartikels zwischen dem optischen Bereich zur Detektion von Partikeldurchmesser und Partikeltemperatur und dem IR-Berich wird mit einem Polka-Dot

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Beamsplitter realisiert, welcher im gesamten relevanten Wellenlängenbereich annähernd konstante Transmissions- und Reflektionseigenschaften aufweist. Ein Flachflammenbrenner (rechts im Bild) wird verwendet um typische Bedingungen für die Partikel mit Heizraten bis zu 10^5 K/s realisieren zu können [19], [22]. Die Partikel werden von unten dem Brenner zu dosiert und mit Hilfe von CO_2 als Trägergas durch den Brenner nach oben geführt. Sämtliche Messungen finden ca. 2 mm oberhalb der Glaseinhausung statt, um jeglichen Einfluss der Transmittivität des Quarzglases, insbesondere im IR-Bereich, zu vermeiden. Detailliertere Beschreibungen des Versuchsstandes und dessen Kalibrierung befinden sich in [14], [15], [20].

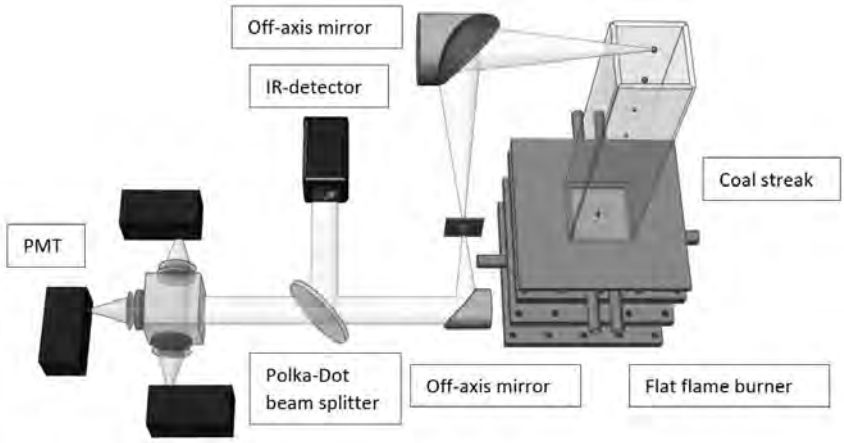


Bild 1: Schema des Versuchsstands. Als IR-Detektor wird entweder ein InSb-Detektor oder ein Faserspektrometer verwendet [14].

Um einen Vergleich der Messungen mit vorherigen Ergebnissen zu ermöglichen, wurde die gleiche Reaktionsatmosphäre wie in [15] verwendet (siehe Tabelle 1). Der Einfluss des Partikeldurchmesser wurde untersucht, indem die Siebfraktionen 125-160 µm, 200-250 µm, 250-315 µm und 315-400 µm eine kolumbianischen Steinkohle verwendet wurden. Die Zusammensetzung der verwendeten Kohlen ist in Tabelle 2 dargestellt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 1: Verwendete Atmosphäre für die Reaktion der Partikel

Gaszufuhr			Reaktionsatmosphäre		
CH_4	O_2	CO2	O_2	CO_2	H_2O
[l_n/min]	[l_n/min]	[l_n/min]	[mol/mol%]	[mol/mol%]	[mol/mol%]
3,60	15,0	20,28	20,1	61,4	18,5

Tabelle 2: Elementare Zusammensetzung (wasserfrei) und Aschegehalt (wasserfrei) der verwendeten Kohlen. Die Unsicherheiten wurden in [23] hergeleitet.

	125-160 µm	200-250 µm	250-315 µm	315-400 µm
C [wt% $\pm 1{,}6$]	71,1	72,2	72,0	75,5
H [wt% $\pm 0{,}1$]	4,8	5,0	5,0	5,2
N [wt% $\pm 0{,}1$]	1,6	1,7	1,7	1,8
Asche [wt% $\pm 0{,}3$]	5,8	4,4	4,0	3,8

3. Ergebnisse

In [15] wurden nachgewiesen, dass der Ausbrand einen Einfluss auf den Emissionsgrad hat. Um den Einfluss des Ausbrands zu minimieren und somit vergleichbare Ergebnisse zu erhalten, wurden die Messungen in unterschiedlichen Höhen über dem Brenner durchgeführt und somit die Länge der Glaseinhausungen angepasst. Dies entspricht unterschiedlichen Verweilzeiten im Reaktor bis zur Detektion durch das optische System. Die jeweiligen Längen der Glaseinhausung wurden so gewählt, dass die Partikel der Fraktionen 200-250 µm, 250-315 µm und 315-400 µm einen vergleichbaren Ausbrand erreichen. Zusätzlich sollte ein Vergleich der Fraktion von 125-160 µm mit vorherigen Messungen aus [15] durchgeführt werden.

Mit Partikeln jeder Siebfraktion wurden zwei verschiedene Messreihen durchgeführt: Eine mit dem Faser-Spektrometer und eine mit dem InSb-Detektor. Zusätzlich wurden von jeder Fraktion Proben mit einer wassergekühlten Sonde [24] gesammelt, um den Ausbrand der Partikel bestimmen zu können. Dafür wurden die gesammelten Proben bezüglich ihrer elementaren Zusammensetzung und ihres Aschegehalts analysiert. Daraus wurde der vom Umsatz des Kohlenstoffs abhängige Ausbrand $c_{Kohlenstoff}$ mit Hilfe der Ash-Tracer-Methode bestimmt:

$$c_{Kohlenstoff} = 1 - \frac{a_{ini}}{a_{Probe}} \cdot \frac{w_{c,Probe}}{w_{c,ini}} \qquad \text{Gleichung 1}$$

Hier ist a_{ini} der initiale Aschegehalt der Kohle, $w_{c,ini}$ ist der initiale Massenanteil an Kohlenstoff der Kohle, a_{Probe} ist der Aschegehalt der gesammelten Koksprobe und $w_{c,Probe}$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

ist der Kohlenstoffgehalt des gesammelten Koks. Sowohl die Analyseergebnisse als auch der jeweils resultierende Ausbrand sind in Tabelle 3 zu sehen.

Tabelle 3: Elementare Zusammensetzung (wasserfrei), Aschegehalt (wasserfrei) und resultierender Ausbrand der gesammelten Proben. Die Unsicherheiten der Analysen wurden in [23] hergeleitet und die Unsicherheiten des Ausbrands wurde mittels Gauß'scher Fehlerfortpflanzung berechnet.

	125-160 µm	200-250 µm	250-315 µm	315-400 µm
Messhöhe [cm]	12,5	17,5	20,0	22,5
C [wt% $\pm 1{,}6$]	77,8	85,7	88,4	86,8
H [wt% $\pm 0{,}1$]	0,2	0,3	0,0	0,0
N [wt% $\pm 0{,}1$]	1,4	1,7	1,6	1,4
Asche [wt% $\pm 0{,}3$]	16,3	8,2	7,8	7,0
Ausbrand [%]	$61 \pm 2{,}4$	$36 \pm 5{,}3$	$37 \pm 5{,}5$	$38 \pm 5{,}8$

Für alle gesammelten Proben steigen der Kohlenstoff- und Aschegehalt an und es ist in allen Fällen nur ein sehr geringer Anteil an Wasserstoff detektierbar. Der Stickstoffgehalt verringert sich leicht bzw. ist annähernd konstant (200-250 µm). Es ist deutlich zu sehen, dass sich der Ausbrand der Partikel der Fraktion 125-160 µm stark von dem der anderen Fraktionen unterscheidet. Dies war aufgrund der unterschiedlichen Partikelgrößen zu erwarten. Dagegen kann der Ausbrand der anderen Siebfraktionen innerhalb der Fehlergrenzen als konstant angesehen werden. Allerdings ist der Ausbrand der Siebfraktion 125-160 µm mit dem Ausbrand der Fraktion 160-200 µm bei einer Messhöhe von 22,5 cm über dem Brenner aus [15] vergleichbar. Dort wurde in gleicher Atmosphäre ein Ausbrand von 62 % bei abweichender Verweilzeit erreicht.

Es wurden insgesamt 975 Partikel detektiert und ausgewertet. Dabei kam es gerade bei den Siebfraktionen 250-315 µm und 315-400 µm deutlich sichtbar zur Fragmentierung während der Reaktion im Reaktor. Diese Beobachtung wird auch durch die Temperatur-Durchmesser-Diagramme bestätigt (Bild 2): Der Schwerpunkt des Durchmessers der detektierten Partikel der Fraktion 315-400 µm liegt im Bereich um 150 µm und die größten detektierten Partikel haben einen Durchmesser von etwa 250 bis 350 µm. Ähnliches gilt für die Fraktion von 250 bis 315 µm. Für die anderen beiden Fraktionen ist die Übereinstimmung zwischen der Siebfraktion und der gemessenen Verteilung der Durchmesser deutlich besser, insbesondere für die Siebfraktion von 125-160 µm. So liegen die mittleren Durchmesser bei 145 µm (125-160 µm) sowie 196 µm (200-250 µm). Dabei ist zu beachten, dass Partikel mit

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

einem Durchmesser von deutlich kleiner als 100 µm aufgrund der sehr geringen Signalstärke nicht detektiert werden können. Dies verursacht tendenziell einen größeren mittleren Durchmesser, insbesondere für die Siebfraktion 125-160 µm, welche einen tendenziell größeren Anteil an kleineren Partikeln hat. Im Gegensatz dazu liegt der mittlere Partikeldurchmesser für die Fraktion 250-315 µm bei 189 µm und für die Fraktion 315-400 µm bei 165 µm. Dies verdeutlicht erneut die festgestellte Fragmentierung. Die mittleren Partikeltemperaturen liegen bei 2269 K (125-160 µm), 2250 K (200-250 µm), 2207 K (250-315 µm) und 2169 K (315-400 µm). Der Unterschied in den Partikeltemperaturen kann mit dem unterschiedlichen ursprünglichen Partikeldurchmesser erklärt werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

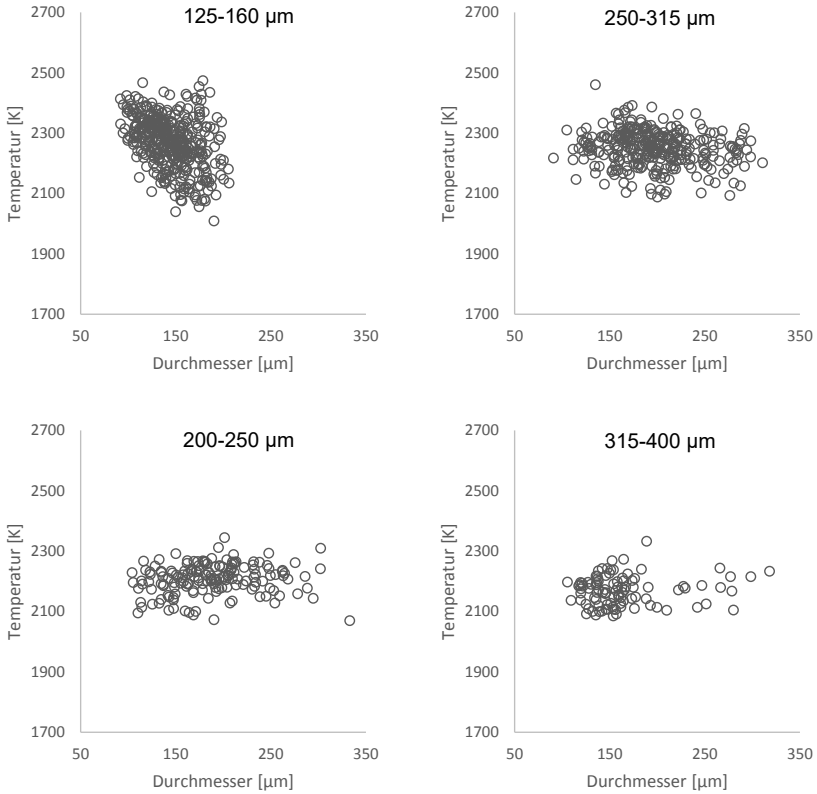


Bild 2: Temperatur-Durchmesser-Diagramme für die Siebfraktionen 125-160 µm (links, oben), 200-250 µm (links, unten), 250-315 µm (rechts, oben) und 315-400 µm (rechts, unten).

Bild 3 zeigt die totalen Emissionsgrade im Wellenlängenberich von 1,25 bis 2,25 µm für die verschiedenen Siebfraktionen. Für die Siebfraktionen 125-160 µm und 160-200 µm ist zu sehen, dass die Streuung des Emissionsgrades für die Fraktion 160-200 µm deutlich größer ist und auch Emissionsgrade größer 0,5 vorhanden sind. Ein Vergleich der arithmetischen Mittelwerte der Emissionsgrade für beide Fraktionen liefert, dass der Emissionsgrad mit dem Partikeldurchmesser ansteigt: Der Emissionsgrad beträgt 0,20 für die Siebfraktion 125-160 µm im Vergleich zu 0,41 für die Fraktion 160-200 µm. Dies legt ebenfalls der optische Eindruck der Punktwolken nahe. Da, aufgrund der beobachteten Fragmentierung, die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Punktwolken der Fraktionen 200-250 µm, 250-315 µm und 315-400 µm größtenteils übereinander liegen, erscheint die Bildung eines arithmetischen Mittelwertes für die einzelnen Fraktionen nicht zeilführend. Der optische Eindruck ist, dass für diese Partikel der Emissionsgrad in etwa konstant ist und möglicherweise hin zu größeren Partikel sinkt. Allerdings ist dabei zu beachten, nur sehr wenige Partikel mit einem Durchmesser größer als 250 µm detektiert werden konnten, sodass die Statistik in dem Größenbereich nicht die gleiche Aussagekraft wie in dem Bereich der kleineren Partikel besitzt.

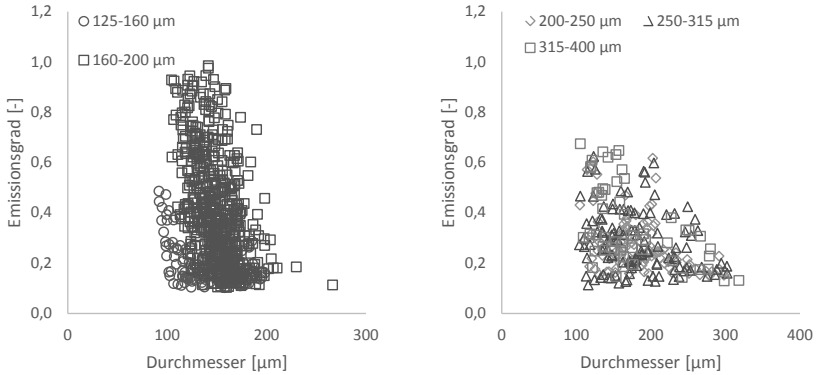


Bild 3: Totale Emissionsgrade der Siebfraktionen 125-160 µm und 160-200 µm (links) und 200-250 µm, 250-315 µm und 315-400 µm (rechts) gemessen mit dem Spektrometer im Wellenlängenbereich von 1,25-2,25 µm. Die Messwerte der Fraktion 160-200 µm stammen aus [15]

Bild 4 zeigt die gemessenen totalen Emissionsgrade im Wellenlängenbereich von 2,5-5,5 µm. Beim Vergleich der Siebfraktionen 125-160 µm und 160-200 µm fällt auf, dass der Emissionsgrad insgesamt leicht ansteigt. Des Weiteren ist die Streuung für die Partikel der Siebfraktion 160-200 µm deutlich größer: Während der kleinste gemessenen Emissionsgrad in etwa so groß ist wie für die Fraktion 125-160 µm, ist der Unterschied für den maximalen Emissionsgrad deutlich größer: 0,53 (125-160 µm) im Vergleich zu 0,75 (160-200 µm). Die Spanne der Emissionsgradmessungen reicht von 0,08 bis 0,75.

Für die Siebfraktionen 200-250 µm, 250-315 µm, 315-400 µm kann ebenfalls ein leichter Anstieg des Emissionsgrades festgestellt werden, wobei zu beachten ist, dass sich, aufgrund

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

der beobachteten Fragmentierung der Partikel, die Punktwolken der einzelnen Siebfraktionen größtenteils überlagern. So stammt beispielsweise das größte detektierte Partikel aus der Siebfraktion 250-315 µm und das kleinste aus der Fraktion 315-400 µm. Im Vergleich mit den Siebfraktionen 125-160 µm und 160-200 µm fällt auf, dass die Emissionsgrade deutlich höher sind, obwohl der Durchmesser der Partikel teilweise in der gleichen Größenordnung liegt. Dies kann mit dem geringeren Ausbrand der Partikel erklärt werden: In [15] wurde gezeigt, dass der Emissionsgrad der verwendeten kolumbianischen Steinkohle mit dem Ausbrand sinkt. Des Weiteren ist zu erwarten, dass die Fragmentierung einen Einfluss auf die Oberflächenstruktur der Partikel hat, welche wiederum den Emissionsgrad der Partikel beeinflusst [25]–[27].

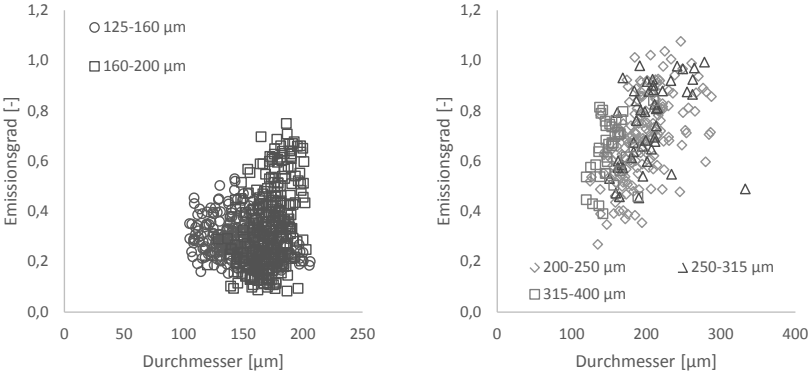


Bild 4: Totale Emissionsgrade der Siebfraktionen 125-160 µm und 160-200 µm (links) und 200-250 µm, 250-315 µm und 315-400 µm (rechts) gemessen mit dem InSb-Detektor im Wellenlängenbereich von 2,4-5,5 µm. Die Messwerte der Fraktion 160-200 µm stammen aus [15]

4. Zusammenfassung

Der Einfluss des Partikeldurchmessers auf den Partikelemissionsgrad wurde exemplarisch an Kokspartikeln der Siebfraktionen 125-160 µm, 200-250 µm, 250-315 µm und 315-400 µm einer kolumbianischen Steinkohle in zwei verschiedenen Wellenlängenbereichen untersucht und dabei ein Vergleich mit vorher veröffentlichten Daten durchgeführt. Während der Reaktion der Partikel kam es, insbesondere bei den Siebfraktionen 250-315 µm und 315-400 µm, zur Fragmentierung, sodass insgesamt nur wenig Partikel mit einem Durchmesser größer als 250 mm detektiert werden konnten. Es konnte gezeigt werden, dass, bei

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

vergleichbarem Ausbrand, der Emissionsgrad im Wellenlängenbereich von 2,4 bis 5,5 µm mit dem Partikeldurchmesser ansteigt. Des Weiteren wurde nachgewiesen, dass der Emissionsgrad im Wellenlängenbereich von 1,25 bis 2,25 µm für Partikel der Siebfraktionen 125-160 µm und 160-200 µm ebenfalls ansteigt. Ein Einfluss des Partikelemissionsgrades in diesem Wellenlängenbereich konnte für die anderen verwendeten Siebfraktionen nicht nachgewiesen werden.

[1] R. Johansson, B. Leckner, K. Andersson, and F. Johnsson, “Influence of particle and gas radiation in oxy-fuel combustion,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 65, pp. 143–152, 2013.

[2] D. Toporov *et al.*, “Detailed investigation of a pulverized fuel swirl flame in CO2/O2 atmosphere,” *Combust. Flame*, vol. 155, no. 4, pp. 605–618, 2008.

[3] L. Chen, S. Z. Yong, and A. F. Ghoniem, “Oxy-fuel combustion of pulverized coal: Characterization, fundamentals, stabilization and CFD modeling,” *Prog. Energy Combust. Sci.*, vol. 38, no. 2, pp. 156–214, 2012.

[4] S. Black *et al.*, “Effects of firing coal and biomass under oxy-fuel conditions in a power plant boiler using CFD modelling,” *Fuel*, vol. 113, no. x, pp. 780–786, 2013.

[5] J. Li, A. Brzdekiewicz, W. Yang, and W. Blasiak, “Co-firing based on biomass torrefaction in a pulverized coal boiler with aim of 100% fuel switching,” *Appl. Energy*, vol. 99, pp. 344–354, 2012.

[6] T. Gronarz *et al.*, “Quantification of the influence of parameters determining radiative heat transfer in an oxy-fuel operated boiler,” *Fuel Process. Technol.*, vol. 157, pp. 76–89, 2017.

[7] M. Schiemann, M. Geier, C. R. Shaddix, N. Vorobiev, and V. Scherer, “Determination of char combustion kinetics parameters: Comparison of point detector and imaging-based particle-sizing pyrometry,” *Rev. Sci. Instrum.*, vol. 85, no. 7, 2014.

[8] J. J. Murphy and C. R. Shaddix, “Combustion kinetics of coal chars in oxygen-enriched environments,” *Combust. Flame*, vol. 144, no. 4, pp. 710–729, 2006.

[9] R. E. Mitchell, “Experimentally Determined Overall Burning Rates of Coal Chars,” *Combust. Sci. Technol.*, vol. 53, no. 2–3, pp. 165–186, 1987.

[10] P. R. Solomon, R. M. Carangelo, P. E. Best, J. R. Markham, and D. G. Hamblen, “The spectral emittance of pulverized coal and char,” *Symposium (International) on Combustion*, vol. 21, no. 1. pp. 437–446, 1988.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[11] P. R. Solomon, P. L. Chien, R. M. Carangelo, P. E. Best, and J. R. Markham, “Application of FT-IR emission/transmission (E/T) spectroscopy to study coal combustion phenomena,” *Symposium (International) on Combustion*, vol. 22, no. 1. pp. 211–221, 1989.

[12] L. L. Baxter, T. H. Fletcher, and D. K. Ottesen, “Spectral emittance measurements of coal particles,” *Energy & Fuels*, vol. 2, no. 4, pp. 423–430, 1988.

[13] S. P. Bhattacharya and T. F. Wall, “Development of emittance of coal particles during devolatilisation and burnoff,” *Fuel*, vol. 78, no. 5, pp. 511–519, 1999.

[14] P. Graeser and M. Schiemann, “Char particle emissivity of two coal chars in oxy-fuel atmospheres,” *Fuel*, vol. 183, pp. 405–413, 2016.

[15] P. Graeser and M. Schiemann, “Emissivity of burning bituminous coal char particles – Burnout effects,” *Fuel*, vol. 196, pp. 336–343, May 2017.

[16] F. Greffrath, J. Gorewoda, M. Schiemann, and V. Scherer, “Influence of chemical composition and physical structure on normal radiant emittance characteristics of ash deposits,” *Fuel*, vol. 134, pp. 307–314, 2014.

[17] J. Gorewoda and V. Scherer, “Normal Radiative Emittance of Coal Ash Sulfates in the Context of Oxyfuel Combustion,” *Energy & Fuels*, vol. 31, no. 4, pp. 4400–4406, Apr. 2017.

[18] J. Gorewoda and V. Scherer, “Influence of Carbonate Decomposition on Normal Spectral Radiative Emittance in the Context of Oxyfuel Combustion,” *Energy & Fuels*, p. acs.energyfuels.6b01398, 2016.

[19] M. Schiemann, N. Vorobiev, and V. Scherer, “A Stereoscopic Pyrometer for Char Combustion Characterization,” *Appl. Opt.*, vol. 54, no. 5, pp. 1097–1108, 2015.

[20] P. Graeser and M. Schiemann, “An attempt to measure the emissivity of burning coal particles in oxy-fuel atmosphere: test rig calibration and first results,” in *40th International Technical Conference on Clean Coal & Fuel Systems*, 2015.

[21] D. A. Tichenor, R. E. Mitchell, K. R. Hencken, and S. Niksa, “Simultaneous in situ measurement of the size, temperature and velocity of particles in a combustion environment,” *Symposium (International) on Combustion*, vol. 20, no. 1. pp. 1213–1221, 1985.

[22] N. Vorobiev, M. Schiemann, and V. Scherer, “Pyrometrische Bestimmung von Koksabbrandkinetiken unter Oxyfuel-Bedingungen,” *27. Dtsch. Flammentag*, pp. 461–470, 2015.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[23] N. Vorobiev, M. Geier, M. Schiemann, and V. Scherer, “Experimentation for char combustion kinetics measurements: Bias from char preparation,” *Fuel Process. Technol.*, vol. 151, pp. 155–165, 2016.

[24] P. Fischer, M. Schiemann, V. Scherer, P. Maas, G. Schmid, and D. Taroata, “A numerical model of the combustion of single lithium particles with CO2,” *Fuel*, vol. 160, pp. 87–99, Nov. 2015.

[25] R. Hurt, J.-K. Sun, and M. Lunden, “A Kinetic Model of Carbon Burnout in Pulverized Coal Combustion,” *Combust. Flame*, vol. 113, no. 1–2, pp. 181–197, 1998.

[26] T. K. Gale, C. H. Bartholomew, and T. H. Fletcher, “Decreases in the Swelling and Porosity of Bituminous Coals during Devolatilization at High Heating Rates,” *Combust. Flame*, vol. 100, pp. 94–100, 1995.

[27] S. Charpenay, M. A. Serio, and P. R. Solomon, “The prediction of coal char reactivity under combustion conditions,” *Symp. Combust.*, vol. 24, no. 1, pp. 1189–1197, 1992.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Verschmutzungsmonitoring von Dampferzeugern durch neuartige Sensorkonzepte für eine verbesserte Anlagenfahrweise und Online-Reinigung

Dipl.-Ing. **Matthias Reiche**, Dr.-Ing. **Sebastian Grahl**, Prof. Dr.-Ing. **Michael Beckmann**, Professur für Energieverfahrenstechnik, Technische Universität Dresden, Dresden; Dipl.-Ing. (FH) **Marie Kaiser**, Dr. rer. nat. **Wolfgang Spiegel**, CheMin GmbH, Augsburg;

Kurzfassung

Während der Verbrennung von festen Brennstoffen in konventionellen Kraftwerken kommt es unweigerlich zur Verschmutzung der Wärmeübertragerflächen des Dampferzeugers. Durch ihre hinsichtlich des Wärmeübergangs isolierende Wirkung mindern die sich bildenden Verschmutzungen in erheblichem Maße die Wärmeauskopplung aus dem Dampferzeuger an den Wasser-Dampfkreislauf und verringern damit die Effizienz der Anlage. Während des Betriebes müssen daher die Dampferzeugerheizflächen mittels eines Online-Reinigungsverfahrens gesäubert werden Ein Monitoring der Verschmutzungssituation lokal und entlang des Rauchgasweges würde entscheidende Informationen liefern, um die Heizflächen des Dampferzeugers bedarfsgerecht, sparsam und materialschonend zu reinigen. Für ein derartiges Monitoring ist eine quantitative Beschreibung der lokalen Verschmutzung notwendig, die durch die neuartigen, in diesem Beitrag vorgestellten Sensorkonzepte erreicht werden kann. Am Müllheizkraftwerk Coburg wurden die von den Autoren entwickelten Sensoren erprobt. Der sogenannte Belagssensor ist in der Lage, das Temperaturprofil in der Ablagerung zu rekonstruieren und daraus sowohl die Schichtdicke als auch deren Stoffeigenschaften abzuleiten. Weiterhin wurde ein Messgerät getestet, welches durch Laserabstandsmessungen Schichtdicken ermitteln kann.

1 Einleitung

Verschmutzungen an Dampferzeugerheizflächen mindern erheblich den Wärmeübergang vom Rauchgas an den Wasser-Dampf-Kreislauf, senken somit die Effizienz des Dampferzeugers und können durch ihre chemische Zusammensetzung Korrosion an Wärmeübertragerflächen hervorrufen. Insbesondere der eingesetzte Brennstoff, die Dampferzeuger-Konstruktion und die Anlagenfahrweise beeinflussen den Verschmutzungsgrad der Wärmeübertragerflächen. Zahlreiche Untersuchungen wurden in

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Wissenschaft und Industrie durchgeführt, um den Einfluss von diversen Brennstoffen sowie Betriebsparametern auf ihre Verschmutzungswirkung zu evaluieren. Allerdings wurden die Ergebnisse mit Belagssonden, meist an Versuchsanlagen im Labormaßstab erzielt und folglich nicht die relevante Gesamtheit der genannten, verschmutzungsfördernden Parameter betrachtet. Eine Übertragbarkeit der Zusammenhänge in die Praxis ist somit nur bedingt möglich. Stattdessen würde eine Charakterisierung von Ablagerungen direkt an den Heizflächen des Dampferzeugers, ohne vorherige Beeinflussung des Ablagerungsvorgangs durch Probensonden, ermöglichen, den Verschmutzungseinfluss der Parameter bzw. Parameterkombinationen ganzheitlich zu evaluieren. Wichtige Größen zur Bewertung der Ablagerungen sind deren Schichtdicke sowie deren Stoffeigenschaften, wie der Emissionskoeffizient, die Temperaturleitfähigkeit und die Porosität. Die Porosität kann Aufschluss über die Festigkeit der porösen Ablagerung liefern, da diese in der Regel gut mit dem Verhältnis zwischen Feststoff- und Gasphase korreliert. Basierend auf der Festigkeit bzw. der Porosität sind folgende Ablagerungskategorien denkbar: lose Ablagerungen mit niedrigen oder mittelstarken Bindungen, harte Ablagerungen mit starker Bindung, hochgesinterte Ablagerungen oder Schlacke [1]. Eine Verschlackung tritt auf, wenn geschmolzene oder erweichte Aschepartikel an der Membranwand anhaften und eine feste Materialschicht geringer Porosität bilden. Verschmutzungen entstehen durch feste Flugaschepartikel, die sich auf einer ursprünglich klebrigen Ablagerungsschicht, z. B. durch Kondensations- und Desublimationsprozesse, anlagern. Letztendlich kann eine Ablagerungscharakterisierung helfen, das Online-Reinigungsgerät hinsichtlich der Belagsdicke und -festigkeit optimal einzustellen, damit die Dampferzeugerheizflächen effizient sowie schonend gesäubert werden. Mögliche, an die Verschmutzungscharakteristik anzupassende Parameter des Online-Reinigungsgerätes sind beispielsweise die Verweilzeit der Düse und der Druck des Reinigungsmediums. Zwei In-situ-Messverfahren, die Ablagerungen charakterisieren können, werden dazu in diesem Beitrag vorgestellt.

2 Neuartige Sensorsysteme zur Detektion und Charakterisierung von Verschmutzungen an Dampferzeugerwänden

2.1 Der Belagssensor

Während der Verbrennung insbesondere eines festen, heterogenen Brennstoffs, wie Abfall oder Biomasse, ist die Rauchgastemperatur nicht konstant. Es entstehen zwangsläufig Temperaturtransienten, welche aufgrund des signifikanten Wärmeleitwiderstandes der verschmutzten Dampferzeugerwand an deren Außenseite zeitlich verzögert und gedämpft messbar sind. Die Phänomene zeitliche Verzögerung und Dämpfung der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Temperaturtransienten werden dabei wesentlich durch die Verschmutzung an der Messstelle beeinflusst, da diese eine vergleichsweise geringe Temperaturleitfähigkeit besitzt. Der Belagssensor analysiert die genannten Phänomene an der porösen Ablagerung und kann daraus auf deren effektive Stoffeigenschaften, wie Dichte, Wärme- und Temperaturleitfähigkeit, sowie deren Schichtdicke schließen. Ebenfalls kann die Porosität ermittelt und damit qualitativ auf die Festigkeit der Ablagerung geschlossen werden. Das Prinzip des Belagssensors ist in Bild 1 dargestellt und wird folgend kurz erläutert. Eine ausführliche Darstellung des Belagssensors ist in [2] zu finden.

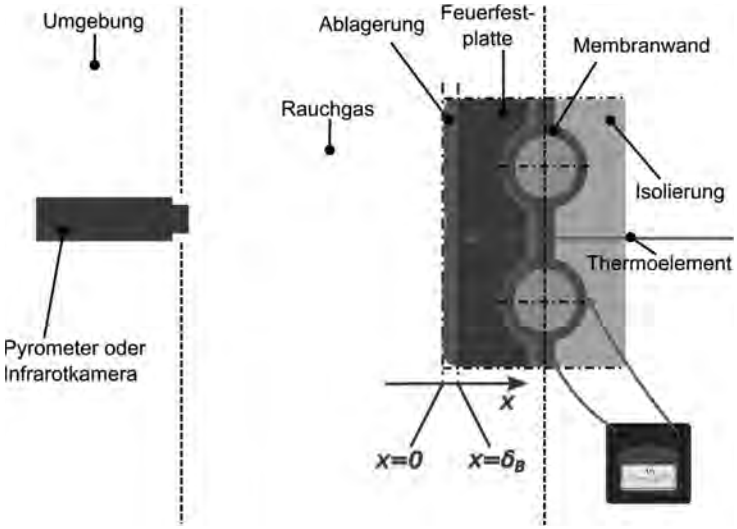


Bild 1:Das Messkonzept des Belagssensors.

Der Belagssensor ist gegenwärtig an einer Membranwand mit Feuerfestzustellung anwendbar. Die Temperaturtransienten an der Ablagerungsoberfläche $x = 0$ werden rauchgasseitig durch ein Pyrometer $\vartheta(t)$ sowie mittels Thermoelementen in der Feuerfestzustellung und an der Membranwandaußenseite (Rohr-Steg-Sensorik [3]) erfasst. Die Messwerte der Thermoelemente dienen als Input-Größen für FEM-Simulationen zur Bestimmung des Wärmestromdichteverlaufes $q(t)$ an der Stelle $x = \delta_B$. Die Betrachtung des zeitlichen Verlaufs von Temperaturänderungen verringert insbesondere die Messfehler der optischen Tempertaturmessverfahren, da der Transmissionskoeffizient des Rauchgases und der Emissionskoeffizient des Belages unbekannt sind.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Zur Analyse des Temperaturfeldes in der Ablagerung nimmt der Belagssensor eindimensionale Wärmeleitung sowie isotrope Materialeigenschaften an. Die Ablagerungsschicht haftet vollkommen an der Feuerfestplatte und weist rauchgasseitig eine ebene Oberfläche auf. Temperaturfluktuationen werden innerhalb eines Beobachtungszeitraums nach dem Prinzip der Fourier-Synthese als periodische Änderung beschrieben, wobei sich jedes beliebige Signal als Superposition von mehreren Harmonischen darstellen lässt. Das Temperaturfeld in der Ablagerung bei einer harmonischen Temperaturänderung ergibt sich dann zu [2]:

$$\vartheta(x,t)_{t\to\infty} = \vartheta_{m,B,O} - \frac{x}{\lambda} q_{m,B,O} + \Delta\vartheta e^{\left(-x\sqrt{\frac{\omega}{2a}}\right)} \cos\left(\omega t - x\sqrt{\frac{\omega}{2a}}\right). \qquad (1)$$

Hier ist $\vartheta_{m,B,O}$ die mittlere Temperatur und $q_{m,B,O}$ die mittlere Wärmestromdichte an der Ablagerungsoberfläche. Die Amplitude der Temperaturschwankung ist durch $\Delta\vartheta$ symbolisiert und tritt mit der Kreisfrequenz ω auf. Die gesuchten Belagseigenschaften sind in der Temperaturleitfähigkeit a enthalten. Durch Ableitung des Temperaturfeldes (1) nach dem Ort x lässt sich das Wärmestromdichtefeld herleiten, wobei gegenüber dem Temperaturfeld durch die Umformung der Gleichung in eine Cosinus-Schwingung eine konstante Phasenverschiebung von $-\pi/4$ auftritt.

$$q(x,t)_{t\to\infty} = q_{m,B,O} + \Delta\vartheta * b\sqrt{\omega} e^{\left(-x\sqrt{\frac{\omega}{2a}}\right)} \cos\left(\omega t - x\sqrt{\frac{\omega}{2a}} + \frac{\pi}{4}\right). \qquad (2)$$

Hierin ist b der Wärmeeindringkoeffizient, welcher als erste Stoffeigenschaft der porösen Ablagerung ermittelt werden kann. Nach Gleichung (1) und (2) ergibt sich der Wärmeeindringkoeffizient durch einen Vergleich der Temperaturamplitudenänderung an der Stelle $x = 0$ mit der zugehörigen Wärmestromdichtenamplitudenänderung an der Stelle $x = \delta_B$ zu:

$$b = \frac{\lambda}{\sqrt{a}} \equiv \frac{\hat{q}(x = \delta_B, t = t_2)}{\hat{\vartheta}(x = 0, t = t_1)} \sqrt{\frac{1}{e}} e^{\xi} \quad . \qquad (3)$$

Hier sind $\hat{q}$ und $\hat{\vartheta}$ die Amplituden der betrachteten Harmonischen. Der Parameter ξ liefert die Phasenverschiebung, die durch die Eindringtiefe x, durch die Temperaturleitfähigkeit a sowie durch die Kreisfrequenz ω der betrachteten Harmonischen beeinflusst wird. Die Phasenverschiebung lässt sich aber auch durch die zeitliche Verzögerung $\Delta t = t_2 - t_1$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

ermitteln, wenn die harmonische Temperaturänderung an der Ablagerungsoberfläche $x = 0$ mit der zugehörigen Wärmestromdichteänderung an der Stelle $x = \delta_B$ verglichen wird.

$$¾= x\sqrt{\frac{\omega}{2a}} \equiv 2À”t + \frac{À}{4} \qquad (4)$$

Zeitabschnitte mit auswertbaren Signaländerungen und die Ermittlung der zeitlichen Verzögerung bzw. Phasenverschiebung nach (4) werden durch eine Zeit-Frequenz-Analyse (Wavelet-Analyse), der Signale $\vartheta(x = 0, t)$ bzw. $q(x = \delta_B, t)$ bestimmt. Durch die bekannte Phasenverschiebung und durch die Beschreibung der Zeitsignale als Fourier-Reihe kann der Wärmeeindringkoeffizient nach (3) berechnet werden. Der Belagssensor nutzt Wärmeleitmodelle, wie die beiden Extremfälle Reihen- oder Parallelschaltung der Wärmeleitwiderstände von Feststoff- und Gasphase zur Beschreibung der porösen Ablagerung, um mit dem Wärmeeindringkoeffizient die Wärmeleitfähigkeit abzuschätzen. Eine Auflistung und der Vergleich von weiteren, repräsentativen Wärmeleitmodellen ist in [4; 2] zu finden. Die Temperaturleitfähigkeit berechnet sich dann nach (3) und der nun bekannten Wärmeleitfähigkeit bzw. dem Wärmeeindringkoeffizienten. Nach (4) kann wiederum die Ablagerungsschichtdicke $x = \delta_B$ ermittelt werden.

2.2 Das Schichtdickenmessgerät

Zur Bestimmung der Topologie und Schichtdicke der lokalen Ablagerung wurde ein Messgerät entwickelt und erprobt, welches im Wesentlichen aus einem Laserabstandssensor und einem Spiegel in einem motorisierten Spiegelhalter besteht. Das Grundprinzip des Messgerätes ist in Bild 2 dargestellt und wird nachfolgend erläutert.

Der Laserabstandssensor ist sowohl Sender als auch Empfänger des Laserlichtes. Der Spiegel ist zum Laserabstandssensor derart angeordnet, dass das Laserlicht durch eine Dampferzeugerwandöffnung geleitet und ein Messpunkt (Laserspot) an der gegenüberliegenden Dampferzeugerwand gesetzt wird. Zu diesem Laser-Spot ermittelt der Laserabstandssensor die Distanz. Der motorisierte Spiegelhalter ist in zwei Raumdimensionen definiert kippbar. Dadurch kann die Ablagerung an mehreren, örtlich versetzten Messpunkten untersucht werden. Die Position eines jeden Messpunkts wird in einem kartesischen Koordinatensystem erfasst und mit dem ermittelten Distanzwert gespeichert. Der Distanzwert lässt sich unmittelbar in einen Wert umrechnen, dessen Richtungsvektor kollinear zur Oberflächennormalen der betrachteten Dampferzeugerwand verläuft (z-Koordinate). Durch ein engmaschiges Messpunktnetz ist damit die Ablagerungstopologie beschreibbar. Während der Verschmutzung der betrachteten

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Dampferzeugerwand wird der Laserabstandssensor sinkende Distanzwerte ermitteln. Die lokalen Ablagerungsschichtdicken sind durch einen Abgleich der Ablagerungstopologie mit der Messung an der unverschmutzten Kesselwand ermittelbar.

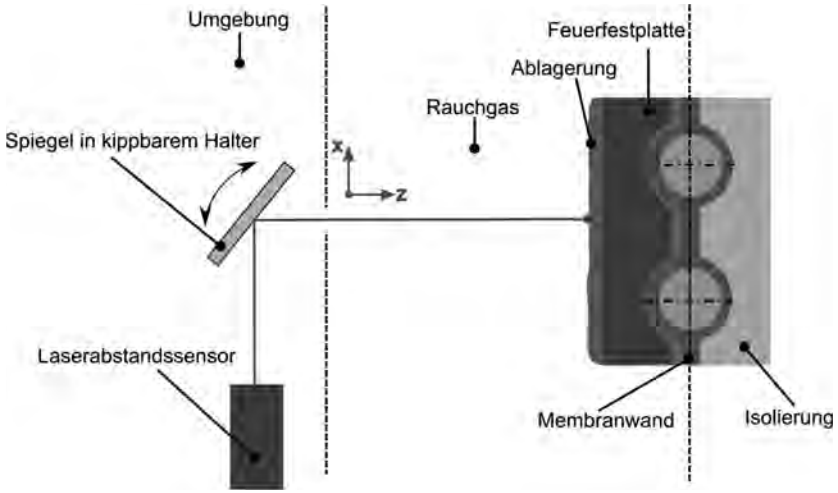


Bild 2: Das Prinzip des Schichtdickenmessgerätes.

Die Messgenauigkeit des Sensorsystems wurde in einem ersten Test untersucht. Die Distanzwerte für einen Messpunkt wurden über einen längeren Zeitraum aufgenommen und verglichen. Bei einer Messrate von 12,5 Hz und über 3,5 min streuten 98 % aller Messwerte lediglich mit maximal +/- 1 mm um ihren Mittelwert. Die Standardabweichung des Einzeldistanzwertes lag bei 0,53 mm. Es ist vorgesehen, das Konzept des Schichtdickenmessgerätes mit zusätzlicher Sensorik zu erweitern, um möglichen Messfehlern durch Kesselwandbewegungen Rechnung zu tragen. Kesselwandbewegungen konnten bei den bisherigen Untersuchungen nicht festgestellt werden bzw. waren so marginal, dass sie im Abstandswert nicht ersichtlich waren, können aber gegebenenfalls in Großkraftwerken zu deutlichen Messfehlern führen.

3 Erste Erprobung der Sensoren am Müllheizkraftwerk Coburg

Die vorgestellten Sensorsysteme zur in-situ Messung von Verschmutzungen an Dampferzeugerheizflächen wurden am Müllheizkraftwerk Coburg erstmalig getestet. Das Müllheizkraftwerk besteht aus zwei baugleichen Verbrennungslinien mit je einem

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Mülldurchsatz von 9 t/h je Linie. Es werden jährlich 62.525 MWh an Prozesswärme und 46.412 MWh an elektrischer Energie bereitgestellt [5]. Während des Betriebs werden sowohl der zweite als auch der dritte Strahlungszug beider Verbrennungslinien durch ein mobiles Shower-Cleaning-System gereinigt (Online-Reinigung). Als Reinigungsmedium wird Wasser eingesetzt. Bei jeder der betrachteten Online-Reinigungen wurden die gleichen Reinigungseinstellungen verwendet.

Eine Feuerfestzustellung (Testfeld) wurde im zweiten, oberen Strahlungszug in einer der Verbrennungslinien angebracht, welche aus mehreren Feuerfestplatten bestand und insgesamt eine Größe von etwa 1,3 m^2 besaß (siehe Bild 3). Durch die Feuerfestzustellung sind die Voraussetzungen geschaffen, um den Belagssensor und seine Algorithmen anwenden zu können (vgl. dazu Abschnitte 2.1). Mehrere Thermoelemente wurden in den Feuerfestplatten sowie Rohr-Steg-Temperaturdifferenzsensoren (RSD-Sensoren) an der Außenseite der Membranwand installiert, um die auftretenden Temperaturtransienten zu erfassen. Darüber hinaus stellten die RSD-Sensoren eine Referenz für die hier vorgestellten und auf ihre Praxistauglichkeit überprüften Sensoren dar. Die RSD-Sensoren reagieren empfindlich gegenüber sich bildenden Verschmutzungen sowie Online-Reinigungsvorgängen am Messpunkt [3]. Auf der gegenüberliegenden Dampferzeugerwand waren das zum Belagssensor gehörende Pyrometer sowie das Schichtdickenmessgerät installiert. Beide Messgeräte beobachteten die Ablagerungen auf den mittleren Feuerfestplatten des Testfeldes.

Die Erprobung der Sensorsysteme geschah in zwei Feldtests. Der erste Test war der Überprüfung der Algorithmen des Belagssensors an einem künstlichen Belag gewidmet. Der künstliche Belag bestand aus Feuerfestbeton (80 Ma.-% SiC), hatte nach Laboruntersuchungen eine Wärmeleitfähigkeit von 4 W/m/K und wurde auf einer der Feuerfestplatten aufgebracht (vgl. Bild 3). Entgegen dem zuvor vorgestellten Messkonzept des Belagssensors, wurden für diese Auswertung zwei Thermoelemente in der künstlichen Belagsschicht verwendet, deren definierter Abstand 8 mm in Richtung der Oberflächennormalen der Feuerfestplatte betrug. Der Belagssensor sollte die bekannte Wärmeleitfähigkeit des künstlichen Belages sowie den Abstand zwischen den Thermoelementen ermitteln. Im zweiten Feldtest wurde sowohl der Belagssensor als auch das Schichtdickenmessgerät eingesetzt, um Schichtdicken der sich bildenden Ablagerungen auf einer der Feuerfestplatten zu messen. Die Auswertung wurde entsprechend den Erläuterungen in Abschnitt 2.1 und unter Nutzung der Pyrometerdaten durchgeführt. Die Ergebnisse beider Sensoren wurden verglichen und den Signalverläufen der RSD-Sensoren gegenübergestellt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

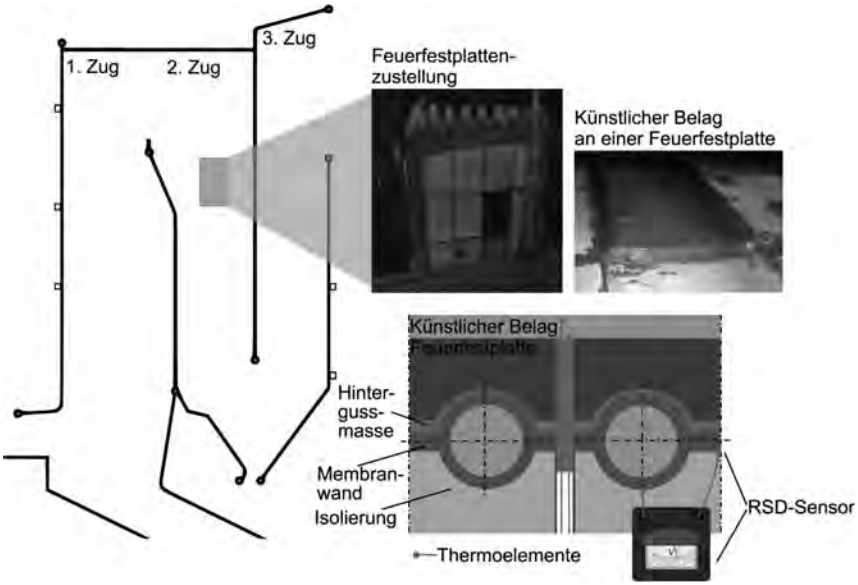


Bild 3: Versuchsaufbau am Müllheizkraftwerk und RSD-Sensor [3] (Erklärungen im Text).

4 Ergebnisse und Diskussion

4.1 Test des Belagssensors an einem künstlichen Belag

Das Konzept des Belagssensors wurde an der in Abschnitt 3 beschriebenen künstlichen Belagsschicht erprobt. Ausführliche Erläuterungen zu einer exemplarischen Signalauswertung für diesen Versuch können aus [6] entnommen werden. Folgend seien lediglich die Ergebnisse und die resultierenden Messunsicherheiten kurz erläutert.

Für den künstlichen Belag ermittelte der Belagssensor Wärmeeindringkoeffizienten, welche zwischen 2.890 und 3.850 $J/m^2/K/s^{0,5}$ lagen. Der mittlere Wärmeeindringkoeffizient ergab sich zu 3.430 $J/m^2/K/s^{0,5}$. Unter Nutzung der Wärmeleitmodelle „Reihenschaltung und Parallelschaltung der Wärmeleitwiderstände“ (Feststoff und Gas in der porösen Ablagerung) berechnete der Belagssensor mittlere Wärmeleitfähigkeiten für den Feuerfestbeton, welche zwischen 3,3 und 5,1 W/m/K lagen. Die über alle Messwerte gemittelte Wärmeleitfähigkeit lag bei 4,3 W/m/K. Die größte relative Abweichung der mit dem Belagssensor ermittelten Wärmeleitfähigkeit von dem mit 4 W/m/K bezifferten Laborwert des Herstellers betrug 28 %, die maximale relative Messunsicherheit 22 %. Für den Thermoelementabstand ermittelte der Belagssensor Werte zwischen 6,4 und 8,2 mm. Der mittlere Thermoelementabstand wurde mit 7,4 mm beziffert. Bei der Ermittlung der Schichtdicke des künstlichen Belages trat ein

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

maximaler relativer Messfehler von 20 % und eine maximale, relative Messunsicherheit von 11 % auf.

Der Belagssensor ist folglich in der Lage, die Temperaturschwankungen am künstlichen Belag auszuwerten und dessen Eigenschaften zu ermitteln. Eine höhere Genauigkeit des Belagssensors soll zukünftig durch die Verwendung von restriktiveren Wärmeleitmodellen erreicht werden.

4.2 Test beider Sensorsysteme an realen Ablagerungen

Der Belagssensor und das Schichtdickenmessgerät wurden in einem zweiten Feldtest verwendet, um die sich auf einer Feuerfestplatte des Testfeldes bildenden Ablagerungen zu analysieren. Der zweite Feldtest erstreckte sich dabei über einen längeren Zeitraum vom 12. bis zum 28. April 2016, in welchem Online-Reinigungen des Testfeldes am 12., 20., 22. und 25. April 2016 stattfanden. Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse vom Belagssensor mit denen des Schichtdickenmessgerätes und des RSD-Sensors erfolgt in Bild 4. Jeder dieser Sensoren analysierte die Ablagerung an der gleichen Feuerfestplatte.

Der RSD-Sensorwert korreliert mit der Wärmestromdichte, welche auf die Feuerfestplatte einwirkt. Daher reagiert das Signal im hohen Maße sensitiv gegenüber einer veränderten Verschmutzungssituation an der Messstelle. Im Betrachtungszeitraum führten daher Shower-Cleaning-Vorgänge immer zu einem plötzlichen Anstieg und sich bildende Verschmutzungen an der Feuerfestplatte zu einem allmählichen Abfallen des RSD-Sensorsignals. Ab dem 15. April 2016 fiel immer wieder Ablagerungsmaterial von der Feuerfestplatte ab [6], was sich bis zur folgenden Online-Reinigung am 20.04.2016 in einem langsamen Ansteigen des RSD-Sensorsignales äußerte. Diese Tendenzen sind ebenfalls in den Schichtdicken-Verläufen von Belagssensor und Schichtdickenmessgerät erkennbar. Das Schichtdickenmessgerät kann die Topologie der Ablagerung ermitteln, aus welcher sich bei vorheriger Messung an der unverschmutzten Dampferzeugerwand wiederum eine Schichtdickenverteilung ableiten lässt (Referenzmessung). Für eine bessere Vergleichbarkeit mit den Ergebnissen des Belagssensors wurden aus den Schichtdickenverteilungen örtlich gemittelte Schichtdicken berechnet und in Bild 4 dargestellt. Daraus wird ersichtlich, dass Online-Reinigungen immer zu einem Abfallen des örtlich gemittelten Schichtdickenwertes führten. Dagegen stieg der örtlich gemittelte Schichtdickenwert zwischen zwei Reinigungen langsam an bzw. fiel vom 15.04. bis zum 20.04.2016 ab. Letzteres lässt ebenfalls auf eine Verbesserung der Verschmutzungssituation an der Messstelle schließen. Exemplarische Ablagerungs-topologien für den Zeitraum vom 12.04. bis zum 15.04.2016, welche die Änderung der Verschmutzungssituation an der Feuerfestplatte plausibel aufzeigen, sind in [6] zu finden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

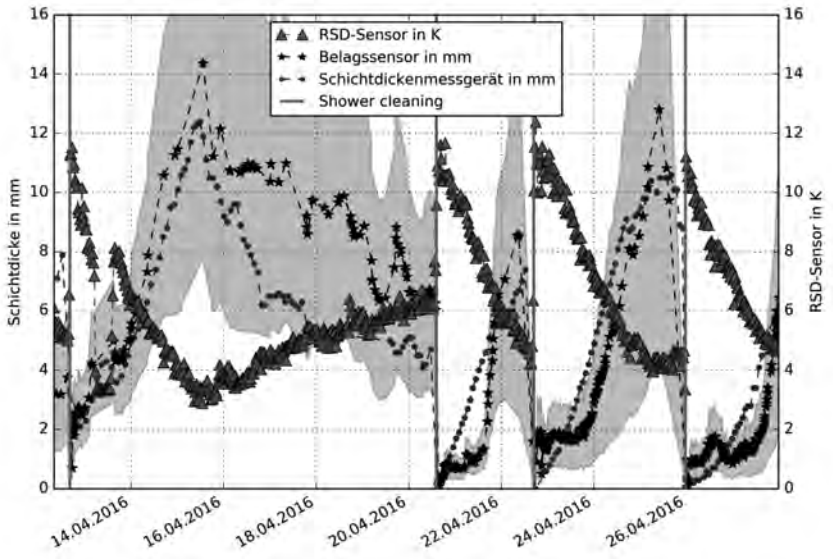


Bild 4: Vergleich des Belagssensors mit dem Schichtdickenmessgerät und Gegenüberstellung der Signale mit dem RSD-Sensor (Erläuterungen im Text).

Der Belagssensor konnte ebenfalls die Ablagerung auf der betrachteten Feuerfestplatte detektieren. Die ermittelten Schichtdicken und der Schichtdickenverlauf sind in guter Übereinstimmung mit den Ergebnissen des Schichtdickenmessgerätes. Die Daten des Belagssensors entstammen dabei aus der Verwendung der zwei Wärmeleitmodelle "Reihenschaltung und Parallelschaltung der thermischen Widerstände", dessen Ergebnisse der Belagssensor zur weiteren Auswertung mittelte. Da die Struktur sowie das tatsächliche Verhältnis zwischen Gas und Feststoff in der porösen Ablagerung nicht bekannt waren und daher noch kein geeigneteres Wärmeleitmodell zur Verfügung stand, ist die beschrieben Vorgehensweise mit Analyseunsicherheiten behaftet, aber derzeit alternativlos. Der mögliche Schichtdickenwertebereich, welcher sich aus der Verwendung der genannten Wärmeleitmodelle ergibt, ist daher in Bild 4 als grau hinterlegte Fläche erkennbar. Eine Einschätzung der lokalen Verschmutzungssituation ist mit den ermittelten Schichtdickenwerten unmittelbar möglich, während zur Interpretation des RSD-Sensorsignales Referenzwerte benötigt werden. Der Belagssensor kann darüber hinaus

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

effektive Stoffeigenschaften bestimmen. Die Stoffeigenschaften der Ablagerung vor jeder der vier Online-Reinigungen sind in Tabelle 1 aufgeführt. Die Wärmeleitfähigkeiten lagen zwischen 0,2 und 0,8 W/m/K, die Temperaturleitfähigkeiten zwischen 5,1 und 8,6*10^{-6} m²/s. Die Porosität variierte lediglich von 0,4 bis 0,6.

Eine Kombination von Belagssensor und Schichtdickenmessgerät könnte zukünftig helfen, ein zur vorliegenden Ablagerung passendes Wärmeleitmodell auszuwählen und somit die Analyseunsicherheiten des Belagssensors deutlich zu verringern. Weiterhin wird dann auch eine Beschreibung der Ablagerung in einem Mehrschichtmodell durch ein kontinuierliches Monitoring der Stoffeigenschaften möglich sein.

Tabelle 1: Mit dem Belagssensor ermittelte Stoffeigenschaften für vier Ablagerungen.

	Wärmeleitfähigkeit in W/m/K	Temperaturleitfähigkeit in 10^{-7} m²/s	Porosität	Schichtdicke in mm
12.04.2016, 11:30 Uhr	0,61	6,4	0,45	3,2
20.04.2016, 12:30 Uhr	0,74	7,8	0,41	6,6
22.04.2016, 8:55 Uhr	0,34	5,1	0,59	8,6
25.04.2016, 14:50 Uhr	0,24	8,6	0,61	9,7

5 Zusammenfassung und Ausblick

Die Anwendbarkeit zweier neu entwickelter Sensorsysteme zur Charakterisierung von Ablagerungen wurde erstmals in einem Dampferzeuger getestet und validiert. Eines der Sensorsysteme, der Belagssensor, analysiert Temperaturschwankungen an der Ablagerung und kann aus der Rekonstruktion des Temperaturfeldes in der Ablagerung deren effektiven Stoffeigenschaften und die Dicke bestimmen. Das Konzept des anderen Sensorsystems, das Schichtdickenmessgerät, umfasst vor allem einen Laserabstandssensor und einen Spiegel in einem motorisierten Halter, um die Topologie und die Dicke der Ablagerungen an der Membranwand kontinuierlich zu messen. Beide Sensorsysteme analysieren Ablagerungen in situ (ohne Beeinflussung des Verschmutzungsvorganges bzw. Probennahme). Hinsichtlich der Ablagerungsschichtdicken waren die Ergebnisse beider Sensorsysteme in guter Übereinstimmung. Sich bildende Verschmutzung und durchgeführte Online-Reinigungen an der betrachteten Feuerfestplatte führten zu einer signifikanten Veränderung der gemessenen Schichtdicken. Die Ablagerungsdicke war stets kleiner als 15 mm. Die Wärmeleitfähigkeit von vier beispielhaften Ablagerungen betrug zwischen 0,2 und 0,6 W/m/K. Die Konzepte

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

beider Sensorsysteme werden derzeit erweitert. Der Belagssensor wird zur Messung an einer nicht zugestellten Membranwand qualifiziert. Weiterhin ist die Kombination von Belagssensor und Schichtdickenmessgerät geplant, um durch geeignete Wahl eines Wärmeleitmodells die Messunsicherheiten des Belagssensors zu verringern.

Danksagung

Das Vorhaben wurde über die AiF im Rahmen des Zentralen Innovationsprogramms Mittelstand (ZIM, Förderkennzeichen: KF2006424ST4) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert. Für die großartige und bereitwillige Unterstützung bei der Installation des Versuchsaufbaus und der Messtechnik möchten wir uns bei den Mitarbeitern des MHKW Coburg sowie den Firmen Wehrle Werk AG und Jünger+Gräter GmbH bedanken.

Literatur

[1] **Grahl, S., Graube, F. und Beckmann, M.** *In-situ method for determining the fire-side slagging and fouling behavior on steam generator water walls.* Gaia, Portugal : Proceedings of the 10th European Conference on Industrial Furncaes and Boilers, 07.-10.04.2015.

[2] **Grahl, S.** *Charakterisierung von Ablagerungen an Membranwänden von Dampferzeugern.* Dissertation an der Technischen Universität Dresden : s.n., 2013.

[3] **Krüger, S.** *Wärmestromdichtemessung an Membranwänden von Dampferzeugern.* Neuruppin : TK Verlag Karl Thomé-Kozmiensky, 2009. Dissertation an der Technischen Universität Dresden, Fakultät Maschinenwesen. 978-3-935317-41-2.

[4] **Gupta, R. P., Wall, T.F. und Baxter, L.** The thermal Conductivity of ash deposits. *Impact of Mineral Impurities in Solid Fuel Combustion.* New York, USA : Kluwer Academic/ Plenum Publishers, 1999.

[5] **Thomé-Kozmiensky, Elisabeth.** *Abfallverbrennungsanlagen - Deutschland - 2014|2015.* Neuruppin : TK Velag Karl Thomé-Kozmiensky, 2016.

[6] **Reiche, Matthias, et al.** Neue Monitoring-Konzepte zur Charakterisierung von Verschmutzungen an Dampferzeugerheizflächen mit dem Ziel einer optimierten Online-Reinigung. [Buchverf.] Michael Beckmann und Antonio Hurtado. *Kraftwerkstechnik 2016 – Strategien, Anlagentechnik und Betrieb.* Freiberg : SAXONIA Standortentwicklungs- und -verwaltungsgesellschaft mbH, 2016.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Elektrochemische Korrosionsmessungen in Kraftwerksanlagen

M.Sc. **J. Langen**, M.Sc**. A. Müller**, Dr.-Ing. **J. Ströhle**,
Prof. Dr.-Ing. **B. Epple**, Institut Energiesysteme und Energietechnik,
TU Darmstadt

Kurzfassung

Für die Messung der feuerungsseitigen Hochtemperaturkorrosion in Kraftwerksanlagen wurden Korrosionsmesssysteme für den Einsatz im Verdampferbereich entwickelt. Ein besonderer Schwerpunkt lag hierbei auf der Entwicklung einer passiv gekühlten Korrosionsmesssonde, welche in den Stegen der Membranwände integriert ist. Für den Einsatz in Kraftwerksanlagen wurden die Korrosionsmesssonden zunächst in Technikumsanlagen getestet. Zum einen wurden die Korrosionsmesssonden bei der Verbrennung verschiedener Brennstoffe getestet. Zum anderen wurden Versuche mit synthetischen Rauchgasen und korrosiven Belägen durchgeführt. Hierbei wurde der Korrosionsangriff sowohl aus der Gasphase als auch aus der Belagsphase detektiert. Zudem zeigt sich ein deutlicher Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit bei reduzierenden Rauchgasatmosphären. Bei Korrosionsmessungen in einer Kraftwerksanlage konnten der Einfluss sich ändernder Betriebsbedingungen auf die Korrosionsgeschwindigkeit erfasst werden. Hier wurde durch absenken der Luftzahl ein Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit gemessen. Weiterhin konnte anhand der Messungen ein deutlicher Einfluss der Wandabreinigung auf die Korrosionsgeschwindigkeit gezeigt werden.

1. Einleitung

Aufgrund der zunehmenden Schwankungen des Stromangebots aus regenerativen Energiesystemen steigen die Anforderungen hinsichtlich der Lastflexibilität von konventionellen Kraftwerksanlagen. Zudem sind häufige Anpassungen des Anlagenbetriebes infolge wechselnder Brennstoffqualitäten oder Zufeuerung von Ersatzbrennstoffen erforderlich, welche sich unter anderem auf die Korrosion der Anlagenkomponenten auswirken. Eine Möglichkeit der Zustandsüberwachung während des Anlagenbetriebes bieten elektrochemische Korrosionsmessungen, mit denen die Korrosionsgeschwindigkeit zeitaufgelöst erfasst werden kann. Hier kommen elektrochemische Messverfahren zum Einsatz, mit denen eine hochaufgelöste Erfassung der Abzehrrate (< 0,1 mm/a) möglich ist.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Für den Einsatz in Kraftwerksanlagen wurden Korrosionsmesssysteme zur Messung der feuerungsseitigen Hochtemperaturkorrosion im Verdampferbereich entwickelt. Hier wurde auf eine Auswahl robuster Messelektroniken geachtet, um Langzeitmessungen bei rauen Umgebungsbedingungen zu ermöglichen.

2. Elektrochemische Korrosionsmesssonden

Schäden durch Hochtemperaturkorrosion werden in Kraftwerksanlagen hauptsächlich durch schwefel- und chlorhaltige Bestandteile der verwendeten Brennstoffe hervorgerufen. Der Korrosionsangriff kann zum einen aus der Gasphase erfolgen. Hier wurden in der Vergangenheit insbesondere durch H_2S gravierende Schäden in Verdampferbereichen von Kraftwerksanlagen hervorgerufen [1]. Zum anderen kann der Korrosionsangriff aus aggressiven Belägen erfolgen. Hierbei handelt es sich meist um chlorid- und sulfathaltige Beläge, welche sowohl fest als auch (partiell) flüssig vorliegen können. Letzteres wird als Heißgaskorrosion bezeichnet, bei der hohe Korrosionsgeschwindigkeiten auftreten [2].

Bei den Reaktionen der schwefel- und chlorhaltigen Bestandteile mit den Rohwerkstoffen der Dampferzeuger handelt es sich um elektrochemische Reaktionen, was den Einsatz elektrochemischer Messverfahren zur Bestimmung der Korrosionsgeschwindigkeit erlaubt. Hier haben sich insbesondere die elektrochemische Rauschmessung und die elektrochemische Impedanzspektroskopie als geeignete Messverfahren in der Hochtemperaturanwendung herausgestellt [3, 4].

Für die industrielle Anwendung elektrochemischer Messverfahren kommt hier eine Messelektronik zum Einsatz, deren Messmethode auf der elektrochemischen Impedanzspektroskopie basiert. Die Messelektronik zeichnet sich durch eine robuste Konstruktion, einfache Handhabung und Kostenvorteile gegenüber hochgenauen Laborgeräten aus. Als Korrosionssignal wird hierbei die *Austauschstromdichte* i_{corr} *[A/m²]* der elektrochemischen Reaktionen bestimmt. Mit Hilfe des Faraday´schen Gesetztes kann gezeigt werden, dass die *Abzehrrate CR [mm/a]* proportional zur Austauschstromdichte ist [5]. Somit gilt für die Korrosionsgeschwindigkeit:

$$CR \sim i_{corr}. \tag{1}$$

Das Integral der Abzehrrate über der Zeit gibt die *Abzehrung " h [mm]* wider. Mit der *Austauschladungsdichte* q_{corr} *[Ah/m²]* gilt somit folgender Zusammenhang:

$$\Delta \mathrm{h} \sim \int i_{corr}\, dt = q_{corr}. \tag{2}$$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Für die Anwendung elektrochemischer Messmethoden zur Erfassung der feuerungsseitigen Hochtemperaturkorrosion werden Korrosionsmesssonden benötig, welche in den Feuerraum der Dampferzeuger eingebracht werden. Die Korrosionsgeschwindigkeit wird anhand der Korrosionserscheinungen an der Sonde selbst ermittelt, mit der wiederum auf die Korrosionsgeschwindigkeit der umliegenden Bereiche des Dampferzeugers geschlossen wird. Die Korrosionsmesssonde besteht im Wesentlichen aus drei Elektroden, die aus dem Material der umgebenden Dampferzeugerbereiche gefertigt werden. Im Verdampferbereich kommen hier gängige Kesselstähle wie 16Mo3 oder 13CrMo4-5 zum Einsatz. Die Elektroden werden während des Betriebes mit Belägen aus Verbrennungsrückständen bedeckt, welche als Elektrolyte fungieren.

Bei den Korrosionsmessungen kommen zwei Typen von Korrosionsmesssonden zum Einsatz. Die wassergekühlte Korrosionsmesssonde weist hierbei drei flächige Elektronen in Form eines Drittels einer Scheibe auf. Die Elektroden werden mit einem Keramikisolator gegeneinander elektrisch Isoliert und auf einem Sondenkopf montiert. Der Sondenkopf beinhaltet zudem zwei Thermoelemente mit axialem Abstand zueinander, mit dem die axiale Wärmestromdichte ermittelt wird. Mit dieser kann wiederum auf die Materialtemperatur der Elektroden geschlossen werden. Der Sondenkopf wird auf einer wassergekühlten Lanze montiert, mit der die Sonde durch Flanschöffnungen in den Feuerungsraum eingebracht wird. Der Aufbau der wassergekühlten Sonde ist in Bild 1 dargestellt.

Weiterhin kommt eine Korrosionsmesssonde zum Einsatz, welche in den Stegen der Membranwände von Dampferzeugern installiert wird (Membranwandsensor). Die Korrosionsmesssonde wird hierbei passiv von den Membranwänden gekühlt. Zusätzliche Systeme zur Kühlmittelversorgung entfallen, was den technischen Aufwand der Korrosionsmessungen minimiert. Zudem können Membranwandsensoren an beliebigen

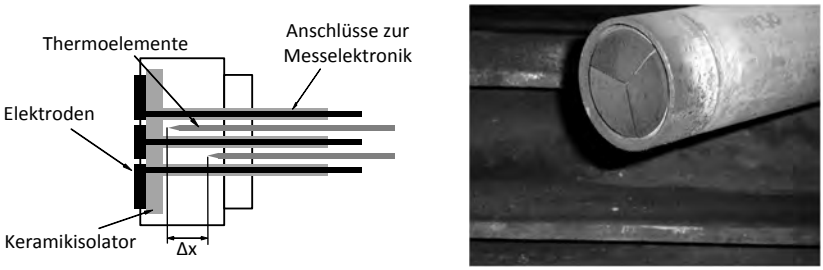


Bild 1: links: Sondenkopf der wassergekühlten Korrosionsmesssonde; rechts: Sondenkopf montiert auf einer Kühllanze

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

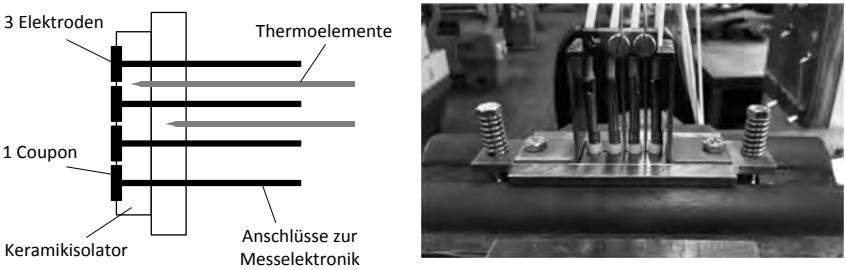


Bild 2: links: Aufbau des Membranwandsensors; rechts: Installation eines Membranwand sensors auf einem Membranwandstück

stellen der Membranwand installiert werden, sodass ein flexibler Einsatz der Korrosionsmessungen möglich ist. Die Elektroden des Membranwandsensors sind hierbei quadratisch ausgeführt, und werden mit einer massiven Keramik gegeneinander elektrisch isoliert. Für zusätzliche metallographische Untersuchungen ist zudem ein Coupon an der Sonde angebracht. Die Wärmestromdichte wird mit zwei Thermoelementen ermittelt, mit der auf die Materialtemperatur der Elektroden geschlossen wird. Der Aufbau der Membranwandsensoren ist in Bild 2 dargestellt.

Beide Sondentypen kommen in unterschiedlichen Anwendungen zum Einsatz. Membranwandsensoren werden zur Messung der Hochtemperaturkorrosion an Membranwänden, hauptsächlich im Verdampferbereich eingesetzt. Der Sondentyp wird hierbei für Langzeitmessungen eingesetzt. Die wassergekühlte Korrosionsmesssonde kommt bei kurzen Messkampagnen für Kontrollmessungen zum Einsatz, bei denen eine Montage der Membranwandsensoren zu aufwendig ist.

3. Korrosionsmessungen in Technikumsanlagen

Um die Korrosionsmesssonden für den Einsatz in Kraftwerksanlagen zu qualifizieren, wurden umfangreiche Messungen in Technikumsanlagen durchgeführt. Hier wurden Korrosionsmessungen in einem Flugstromreaktor und in einem Kammerofen durchgeführt (Bild 3). Im Flugstromreaktor können Versuche unter realen Bedingungen bei der Verbrennung verschiedener fester Brennstoffe durchgeführt werden. Im Kammerofen lassen sich dagegen Korrosionsversuche mit verschiedenen Belägen und synthetischen Rauchgasen durchführen. Hier lassen sich differenzierte Untersuchungen zu verschiedenen Korrosionsmedien durchführen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

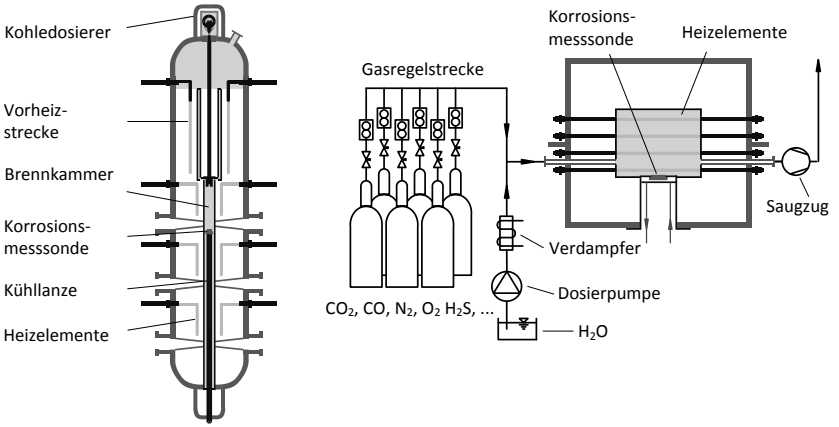


Bild 3: links: Flugstromreaktor; rechts: Kammerofen

Messungen im Flugstromreaktor

Im Flugstromreaktor wurden Korrosionsmessungen bei der Verbrennung verschiedener Brennstoffe durchgeführt [6]. Hierbei wurde die wassergekühlte Korrosionsmesssonde der Verbrennung von Trockenbraunkohle, Steinkohle und torrefizierter Holzhackschnitzel ausgesetzt. Die jeweiligen Brennstoffe wurden hierbei mit Luftzahlen von »=0,8, »=1,0 und »=1,2 verbrannt (Bild 4). Bei oxidierenden Bedingungen wurden geringe Korrosionssignale gemessen. Bei reduzierenden Atmosphären wurde dagegen ein deutlicher Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit gemessen. Der Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit wird hierbei mit der Bildung korrosiver Gase wie H_2S bei unterstöchiometrischen Bedingungen begründet.

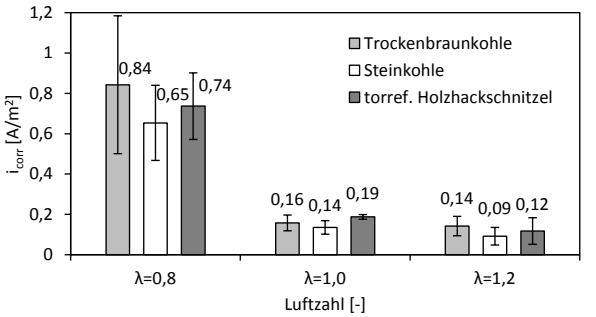


Bild 4: Durchschnittliche Austauschstromdichte in Abhängigkeit der Stöchiometrie [6]

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Messungen im Kammerofen mit synthetischem Rauchgas

Im Kammerofen wurden zunächst Versuche mit synthetischen Rauchgasen durchgeführt [7]. Hierbei wurden Membranwandsensoren verwendet, welche vor Versuchsbeginn mit einem Belag aus dem Verdampferbereich einer Braunkohlefeuerung bedeckt wurden. Während des Versuchsbetriebes wurde der Kammerofen intermittierend mit einem synthetischen Rauchgas nach Tabelle 1 beaufschlagt. Als korrosiver Gasbestandteil wurde 600 ppm H_2S zugegeben. Nach Abschalten des synthetischen Rauchgases wurde der Kammerofen mit Stickstoff inertisiert.

Tabelle 1: Zusammensetzung des synthetischen Rauchgases

CO_2	CO	N_2	H_2O	H_2S
9,4 %	7,3 %	54,9 %	28,3 %	600 ppm

In Bild 5 ist die gemessene Austauschstromdichte und der Volumenstrom des synthetischen Rauchgases über der Zeit dargestellt. Mit der Beaufschlagung des synthetischen Rauchgases zeigt sich ein deutlicher Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit. Nach Abschalten des synthetischen Rauchgases und Inertisierung mit Stickstoff sinkt die Korrosionsgeschwindigkeit wieder bis auf das Grundsignal von ca. *7 mA/m²*, zu dem die Korrosionsgeschwindigkeit relativ gemessen wird. In zusätzlichen Versuchen wurde das Rauchgas nach Tabelle 1 ohne H_2S in den Kammerofen eingeleitet. Hier wurde kein Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit gemessen, sodass der in Bild 5 dargestellten Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit der korrosiven Wirkung von H_2S zugeordnet werden kann.

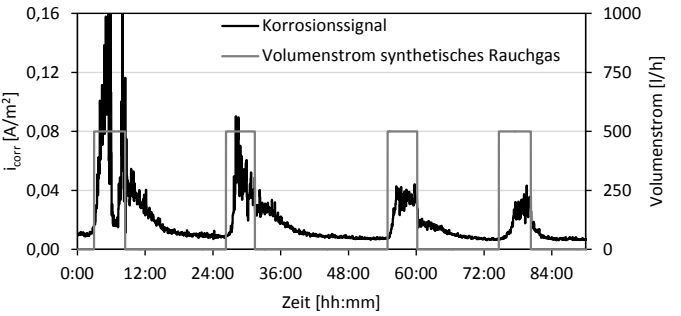


Bild 5: Korrosionssignal und Volumenstrom des synthetischen Rauchgases [7]

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

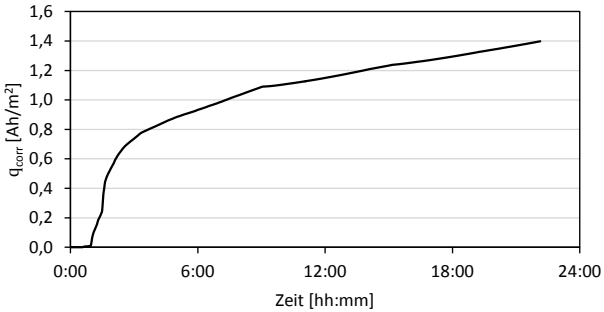


Bild 6: Gemittelte Austauschladungsdichte der Versuche mit synthetischem Rauchgas

Die in Bild 5 dargestellte Messung wurde in drei weiteren Messungen wiederholt. In Bild 6 ist der Mittelwert der Austauschladungsdichte über der Versuchsdauer dargestellt. Hier zeigt sich das parabolische Verhalten des Deckschichtwachstums, bei dem zu Beginn der Messungen hohe Korrosionsgeschwindigkeiten auftreten, welche mit fortschreitender Versuchsdauer abnehmen.

Messungen im Kammerofen mit korrosiven Belägen

Für Versuche mit korrosiven Belägen wurde eine Belagsprobe aus einer Braunkohlefeuerung mit Kaliumchlorid angereichert, sodass der Chlorgehalt des Belages *0,5 %* betrug. Der Belag wurde vor Versuchsbeginn auf die Membranwandsensoren aufgebracht und im Kammerofen aufgeheizt.

In Bild 7 ist die Austauschstromdichte verschiedener Korrosionsmessungen über der jeweiligen Sondentemperatur aufgetragen. Hier zeigt sich die exponentielle Zunahme der Korrosionsgeschwindigkeit mit zunehmender Temperatur. Weiterhin zeigen die vier dargestellten Messreihen eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Messungen mit korrosiven Belägen.

In Bild 8 sind die Austauschladungsdichten bei unterschiedlichen Sondentemperaturen über der Versuchsdauer aufgetragen. Hier zeigt sich ebenfalls eine Abnahme der Korrosionsgeschwindigkeit mit fortschreitender Versuchsdauer, was mit dem parabolischen Verhalten des Deckschichtwachstums der Korrosionsprodukte begründet wird. Zudem zeigt sich hierbei die Temperaturabhängigkeit der Korrosionsgeschwindigkeit, sodass bei einer Sondentemperatur von 494°C die höchsten und bei einer Sondentemperatur von 449°C die niedrigsten Korrosionsgeschwindigkeiten gemessen wurden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

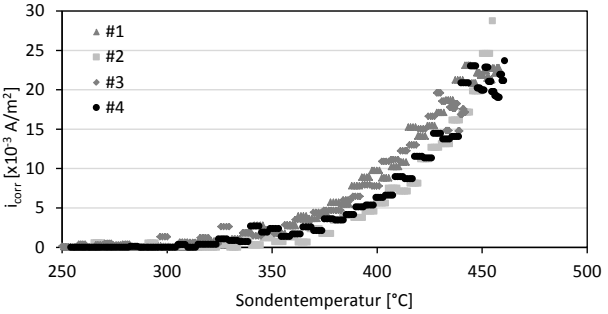


Bild 7: Aufheizphase verschiedener Versuchsreihen mit KCl-haltigen Belag

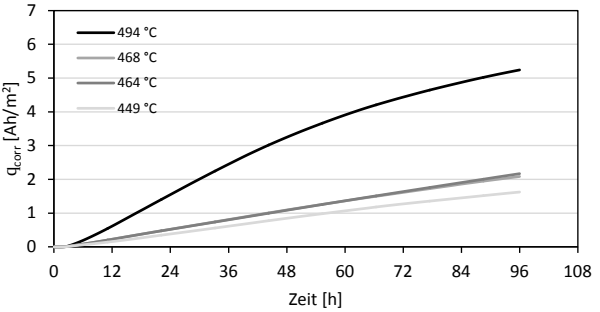


Bild 8: Austauschladungsdichte der Korrosionsmessungen mit KCl-haltigen Belag

4. Korrosionsmessungen in Kraftwerksanlagen

Nach den Tests der Korrosionsmesssonden in Technikumsanlagen wurde der Membranwandsensor in einer steinkohlegefeuerten Kraftwerksanlage mit einer Nennleistung von *750 MW_{el}* getestet. Die Korrosionsmesssonde wurde oberhalb der obersten Brennerebene installiert. Nach Angaben des Kraftwerksbetreibers liegen im Bereich der Einbauposition hohe Abzehrraten infolge reduzierender Wandatmosphären vor. Die Einbauposition der Korrosionsmesssonde ist schematisch in Bild 9 dargestellt. Im Folgenden werden zwei Auswertezeiträume der Korrosionsmessungen diskutiert, welche sich zeitlich nicht überschneiden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

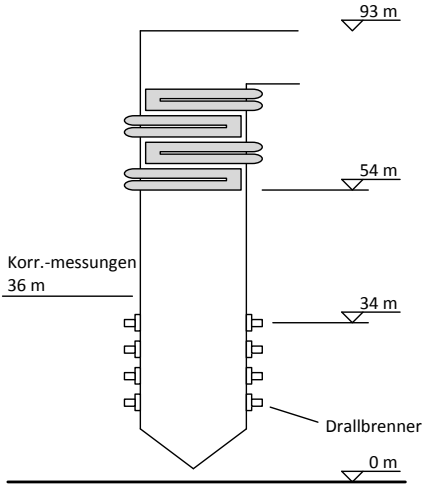


Bild 9: Korrosionsmessung an einem 750 MW_{el} Steinkohleblock

In Bild 10 sind die Tagesmittelwerte des Korrosionssignals über der Messdauer von 180 Tagen dargestellt. Während der Zeit zwischen dem 70. und 150. Messtag wurden deutlich erhöhte Korrosionsgeschwindigkeiten gemessen. Der Vergleich mit der Sauerstoffkonzentration vor dem Luftvorwärmer (LuVo) zeigt eine Korrelation zwischen der Stöchiometrie der Verbrennung und der Korrosionsgeschwindigkeit. Um die Tendenzen der Stöchiometrie zu bewerten sind in Bild 10 die Tagesminima der O_2-Messungen dargestellt. Hier zeigt sich mit abnehmender Luftzahl ein Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit. Etwa

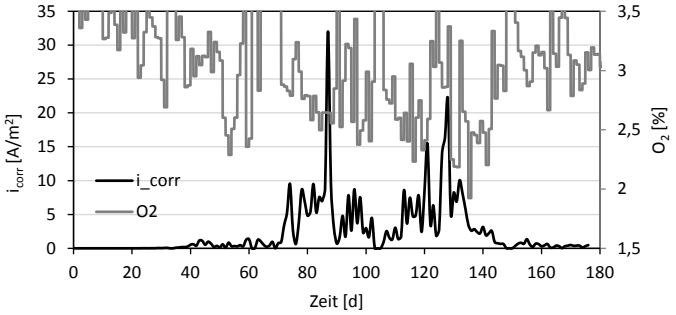


Bild 10: Austauschstromdichte (Tagesmittelwerte) und O_2-Konzentration vor LuVo (Tagesminima)

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

ab dem 130. Messtag nimmt die O_2-Konzentration wieder zu, was mit einer Abnahme der Korrosionsgeschwindigkeit einhergeht. Die Sauerstoffkonzentration vor dem LuVo gibt zunächst Auskunft über die globale Luftzahl des Verbrennungsprozesses im Dampferzeuger. Dennoch ist davon auszugehen, dass eine Reduzierung der globalen Luftzahl gleichzeitig eine Reduzierung der lokalen Luftzahl im Brennerbereich bewirkt. Somit wird bei sinkender Luftzahl die Bildung korrosiver Gase unter reduzierenden Atmosphären begünstigt. Die Messergebnisse stützen somit die bisherigen Erkenntnisse des Kraftwerksbetreibers hinsichtlich des vorherrschenden Korrosionsmechanismus.

In Bild 11 sind die Ergebnisse der Korrosionsmessungen über einen Auswertezeitraum von 9 Tagen dargestellt. Während des Auswertezeitraumes wurde Korrosionssignale auf einem nahezu gleichbleibenden Niveau gemessen, sodass die Korrosionsgeschwindigkeit zunächst als quasistationär betrachtet werden kann. Zu Beginn des ersten und zwischen dem 6. und 7. Messtag sind niedrige Sondentemperaturen und Korrosionsgeschwindigkeiten aufgrund von Teillastphasen des Kraftwerks zu verzeichnen. Die Fluktuationen der Korrosionsgeschwindigkeiten und der Sondentemperaturen können mit den Abreinigungszyklen der Membranwand begründet werden. Die Beläge auf der Membranwand bilden bezüglich der Hochtemperaturkorrosion eine Schutzschicht, durch die korrosive Gase zur Metalloberfläche hin diffundieren. Durch das Abreinigen der Beläge nimmt die Dicke der Belagschicht ab, was zu einer drastischen Reduzierung des Diffusionswiderstandes führt. Gleiches gilt für den Wärmedurchgangswiderstand. Die Abreinigungszyklen sind somit in den Messdaten der Austauschstromdichte sowie in den Messungen der Sondentemperaturen als Peaks zu erkennen. Durch erneutes Anwachsen

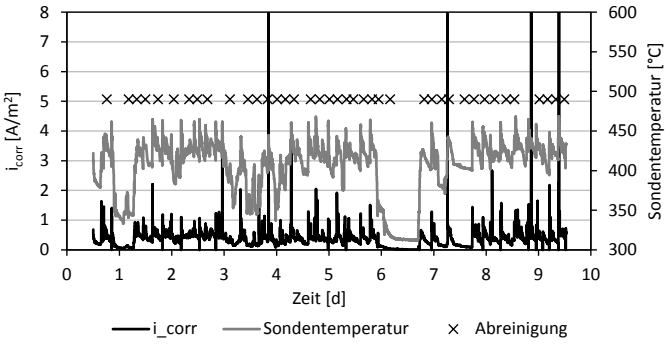


Bild 11: Vergleich der Korrosionsmessungen mit den Abreinigungszyklen der Verdampferwand

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

der Belagsschicht nehmen die Korrosionsgeschwindigkeit und die Sondentemperatur wieder ab. Neben dem verminderten Diffusionswiderstand bewirkt zudem der Anstieg der Materialtemperatur einen Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit.

5. Zusammenfassung und Ausblick

Mit Hilfe elektrochemischer Korrosionsmessungen kann die Korrosionsgeschwindigkeit zeitaufgelöst erfasst werden. Für die Messung der feuerungsseitigen Hochtemperaturkorrosion in Kraftwerksanlagen wurden hierfür Korrosionsmesssonden für den Einsatz im Verdampferbereich entwickelt. Die Korrosionsmesssonden wurden für den Einsatz im Kraftwerk zunächst in einem Flugstromreaktor und in einem Kammerofen getestet. Im Flugstromreaktor wurden Korrosionsmessungen unter realen Bedingungen bei der Verbrennung verschiedener Brennstoffe durchgeführt. Hier zeigt sich eine Abhängigkeit der Korrosionsgeschwindigkeit von der Stöchiometrie, mit erhöhten Korrosionsgeschwindigkeiten bei reduzierenden Atmosphären. Im Kammerofen können dagegen differenzierte Untersuchungen mit verschiedenen korrosiven Medien durchgeführt werden. Hier wurde der Korrosionsangriff aus der Gasphase (mit Schwefelwasserstoff als korrosives Medium) und aus der Belagsphase (mit Kaliumchlorid als korrosives Medium) detektiert. In beiden Fällen konnten kleinskalige Effekte wie das parabolische Verhalten des Deckschichtwachstums erfasst werden. Bei Korrosionsmessungen in einer steinkohlegefeuerten Kraftwerksanlage konnten Einflüsse des Anlagenbetriebes auf die Korrosionsgeschwindigkeit gefunden werden. So wurde mit abnehmender Stöchiometrie ein Anstieg der Korrosionsgeschwindigkeit gemessen. Weiterhin wurde ein deutlicher Einfluss der Wandabreinigung auf die Korrosionsgeschwindigkeit detektiert.

Mit Hilfe der elektrochemischen Korrosionsmessungen kann die Korrosionsgeschwindigkeit qualitativ und semiquantitativ bewertet werden. Somit können die Auswirkungen sich ändernde Betriebsweisen auf die Korrosionsgeschwindigkeit überprüft, und ursächliche Gründe für erhöhte Korrosionsgeschwindigkeiten gefunden werden. Zur quantitativen Bestimmung der Abzehrrate ist eine Kalibrierung des Korrosionssignals notwendig. Hierfür ist zukünftig eine Kombination von elektrochemischen Messungen mit Offline-Methoden geplant. Mit zusätzlichen Coupons wird mittels Massenverlustbestimmungen und metallographische Untersuchungen die Abzehrrate bestimmt, mit der wiederum das Korrosionssignal kalibriert wird. Weiterhin ist zukünftige der Einsatz mehrerer Korrosionsmesssonden an einem Dampferzeuger geplant. Durch den Großflächigen Einsatz

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

mehrerer Korrosionsmesssonden kann neben der zeitlichen Auflösung auch die örtliche Auflösung der Korrosionsgeschwindigkeit erfasst werden.

6. Literatur

[1] J. Kahlert, F. Wutzler, P. Lange, Erfahrungen mit Korrosionsprozessen an den Dampferzeugern des Kraftwerkes Lippendorf: Strategie zur Beseitigung der bestehenden Schädigung und Massnahmen zur Zurückdrängung des erkannten Schadensmechanismus, VGB Powertech, 88 (2008).

[2] H.J. Maier, T. Niendorf, R. Bürgel, Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2015.

[3] D. Schettler, On-line Monitoring of High-temperature Corrosion from Superheater Materials, VGB PowerTech, 6/2003 (2003) 94-100.

[4] B. Waldmann, Korrosion in Anlagen zur thermischen Abfallverwertung: elektrochemische Korrosionserfassung und Modellbildung, Dissertation, Universität Augsburg, (2007).

[5] I.S. Zorbach, Entwicklung einer Sonde zur Online-Messung von Verdampferwandkorrosion, Dissertation, TU Darmstadt, (2013).

[6] J. Langen, J. Ströhle, B. Epple, Weiterentwickelung von Korrosionsmesssystemen zur Online-Messung rauchgasseitiger Verdampferwandkorrosion, VDI-Berichte 2267, (2015) 195-205.

[7] J. Langen, A. Müller, J. Ströhle, B. Epple, Online measurements of fireside high temperature corrosion in power plants with membrane wall sensors, VGB PowerTech, 12/2016 (2016) 66-70.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Modeling the combustion of pellet with Extended Discrete Element Method

Numerical simulation of combustion by a DEM-CFD approach

Prof. Dr.-Ing. **B. Peters**, University of Luxembourg, Luxembourg;
Dr.-Ing. **M. Mohseni**, University of Luxembourg, Luxembourg;

Abstract

Biomass materials have attracted more attention nowadays due to renewability, ecological and economic reasons. The objective of this work is conversion analysis of biomass fuel in a reactor using a Lagrangian-Eulerian coupling approach called Extended Discrete Element Method (XDEM). This approach is based on the classical Discrete Element Method (DEM) in which the thermodynamics state of each particle is included. In other words, the dynamics and conversion of solid particles are coupled to the gas phase via heat, mass and momentum transfer with employing OpenFOAM as Computational Fluid Dynamics (CFD) tool. This leads to encompass the interaction between solid and gas phases in the multiphase systems. That is, the chemical and physical processes of solid conversion as heating-up, drying, pyrolysis, combustion and gasification are taken into account with implementing homogeneous and heterogeneous reactions in both solid and gas phases. The test case is a *3D* cylindrical chamber including a packed bed of cylindrical beechwood particles. Two gas inlets as primary and secondary are injected with ambient pressure and temperature at the bottom and top of the bed. The required energy for solid conversion comes from high wall temperature defined as *700 ^{o}C*. In this case, the behavior of solid, liquid and gas materials during conversion process is investigated. At the end, the temperature distribution of gas and pellets including the generated flame is shown graphically.

1. Introduction

Conversion of biomass into usable energy sources represents a vital method of reducing fossil fuel dependence and greenhouse gas emission. The low levels of impurities in biomass leads to lower SO_x and NO_x emission during conversion and thus reduced contribution to acid rain [1]. Basically, three types of primary fuels that could be produced from biomass are 1) liquid fuels as ethanol and methanol; 2) gaseous fuels as CH_4, CO_2, CO, H_2; and 3) solid fuel as char. From these, significant yields as electricity and energy are produced [2].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Generally, biomass conversion is governed by heat transfer rate to the solid fuel. To investigate the effect of fluid flow through the solid fuel, the porous media concept is employed in this study. Porous medium by definition is a material involving a solid matrix with an interconnected void so that the solid matrix could be either rigid (the usual situation) or it sustains small deformation. The interconnectedness of the void spaces allow the fluid to flow through the material in which by a single fluid (gas or liquid) is called single-phase flow or with both liquid and gas sharing the void space is named two-phase flow. While the shape and size of pores are irregular in the porous medium. [4]

During conversion of biomass into gaseous fuel in a reactor, the physical and chemical processes as heating-up, drying, pyrolysis, combustion and gasification of char take place. The heating-up is identified as providing heat to increase the temperature of solid particles. When the surface temperature of particles reaches the saturation status (around 100 ^{o}C in 1bar), the water contents of particles start to vaporize pointing to the drying process. After removing the water content and with increasing heat, the biomass fuel starts to decompose thermally to char, tar and volatiles (CH_4; CO; CO_2; H_2; H_2O). This stage is recognized as pyrolysis or devolatilization process. The released heat from reactions between volatiles and oxygen is used for drying and pyrolysis of new feeding biomass fuel to the reactor and producing further volatiles so that this cycle continues as far as the oxygen is provided to the system. The remaining char from thermal decomposition is gasified via reacting with CO_2 and H_2O to generate highly combustible gases of CO and H_2. Also char is oxidized at high temperature above *700 ^{o}C* denoting the combustion process. All mentioned processes that take place through homogeneous (with volatiles) and heterogeneous (with char) reactions are shown in Fig.1. The required thermal energy for endothermic drying, pyrolysis and gasification reactions is supplied via exothermic combustion of volatiles and char.

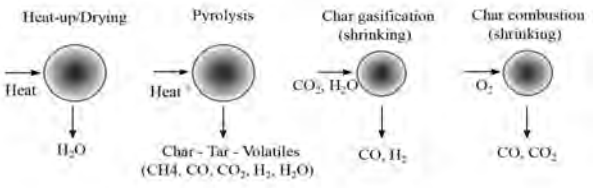


Fig. 1: Main steps of conversion process

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Model

In this work, a three-dimensional DEM-CFD coupling approach is employed to model the physical and chemical phenomena taking place during biomass conversion. This advanced numerical method in multi-scale and multi-physics systems treats the dynamics of particulates with using the classical discrete element method originally proposed by Cundal and Strack [5]. In addition, the thermodynamic state of each particle as temperature and species distribution is included. The behavior of fluid continuous phase via employing OpenFOAM as CFD tool is coupled to the discrete phase via heat, mass and momentum transfer. The governing equations of gas flow are described by implementing porous media into conservation equations as proposed in Faghri [6]. In order to discretize the equations, the finite volume method is used and all variables are stored on the centers of defined structured mesh cells. The locally averaged conservation equations of mass, momentum, energy and species in the gas phase with porous particle considerations are described in Eq.1-4 where the detailed explanation is referred to [7].

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_g \rho_g) + \nabla.(\varepsilon_g \rho_g \vec{V}_g) = \dot{m}_{s,g} \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_g \rho_g \vec{V}_g) + \nabla.(\varepsilon_g \rho_g \langle \vec{V}_g \vec{V}_g \rangle) = -\nabla p + \nabla.(\varepsilon_g \bar{\bar{\tau}}_g) + \vec{F}_{fp} \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_g \rho_g h_g) + \nabla.(\varepsilon_g \rho_g \vec{V}_g h_g) = \frac{\partial p}{\partial t} + \varepsilon_g \vec{V}_g . \nabla p + \sum_i \dot{w}_{g,i} H_i \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_g \rho_{g,i}) + \nabla.(\varepsilon_g \rho_{g,i} \vec{V}_g) = \dot{w}_{g,i} \quad (4)$$

The terms $\dot{m}_{s,g}$, $\sum_i \dot{w}_{g,i} H_i$, $\dot{w}_{g,i}$ and $\vec{F}_{fp}$ are interface terms between solid-gas phases for mass, heat, species transfer and the drag force acting on the particles. The translational and rotational motion of the particles are described by Newton's second law for interactions between particle-particle as well as particle-wall. Concerning the processes which take place sequentially, drying is modeled using heat-sink model so that available heat above the evaporation temperature T_{evap} is consumed for evaporation of moisture content. Eq.5 shows the drying rate of water vapor which is transferred to the gas phase.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

$$\dot{w}_{H2O} = \begin{cases} \dfrac{\rho_g C_P (T - T_{evap})}{H_{evap} dt}, T \geq T_{evap} \\ 0, T < T_{evap} \end{cases} \quad (5)$$

After depletion of particles water content and with increasing heating rate, the particles commence to decompose to char, tar and volatiles which are defined as three different reactions (Eq.6-8) where α_i values are taken from Wiese et al. [8]. The volatiles released from pyrolysis process react with existing oxygen in the system and produce required heat for endothermic reactions. The homogeneous reactions in Eq.9-12 are employed for modeling combustion of volatiles; and the reaction rate constant is calculated based on Arrhenius form. The turbulence/chemistry interaction is evaluated based on Partially Stirred Reactor model in combination with k-[turbulence model. Moreover, the released char is combusted and gasified according to the heterogeneous reactions expressed in Eq.13-15. Ideal gas is assumed for gas species and nitrogen as an inert contributes not in any chemical reaction. It is noted that γ value is calculated according to Di Blasi [9].

$$Wood \rightarrow Char \quad (6)$$

$$Wood \rightarrow Tar \quad (7)$$

$$Wood \rightarrow \alpha_1 CH_4 + \alpha_2 CO + \alpha_3 CO_2 + \alpha_4 H_2 + \alpha_5 H_2O \quad (8)$$

$$2CO + O_2 \rightarrow 2CO_2 \quad (9)$$

$$CH_4 + 2O_2 \rightarrow CO_2 + 2H_2O \quad (10)$$

$$H_2 + O_2 \rightarrow 2H_2O \quad (11)$$

$$Tar + 2.9O_2 \rightarrow 6CO + 3.1H_2 \quad (12)$$

$$\gamma C(s) + O_2 \rightarrow 2(\gamma - 1)CO + (2 - \gamma)CO_2 \quad (13)$$

$$C(s) + H_2O \leftrightarrow CO + H_2 \quad (14)$$

$$C(s) + CO_2 \leftrightarrow 2CO \quad (15)$$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3. Result and discussion

Fig.2 shows the simulation case employed in this work. The input properties of the gas and particles are tabulated in Tab.1 and Tab.2. And a fixed bed of cylindrical pellets with diameter of *6mm* and length of *16mm* is applied. There are two inlets and one outlet at top right of the reactor shown as red cells in the domain. The primary inlet is injected from the bottom and passes the bottom grate and the bed. While the secondary inlet is located at *90mm* above the grate which flows through a circular distribution chamber surrounding the reactor. The radiative heat is provided by hot wall with temperature of *700 ^{o}C*. Between the particles, both radiative and conductive heat transfer is considered. To describe the heat and mass transfer within the particle, each element is spatially divided into multiple radial cells where the resolution of the particle discretization is determined by the number of cells. In this work since the diameter of particles is *6mm*, the number of radial cells is *6* for each particle. Besides, the convective heat transfer between the solid and gas phases is calculated by Nusselt correlation of Wakao [10] and the relative convective mass transfer is analogical to the convective heat transfer with Sherwood number instead.

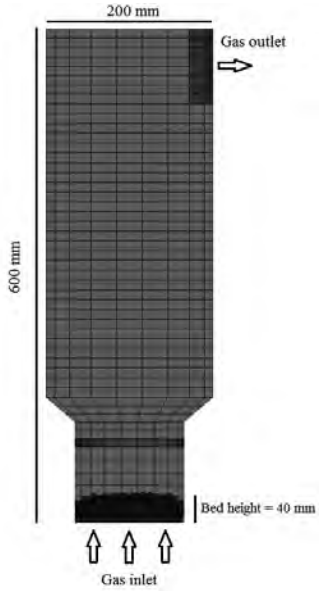


Fig. 2: The reactor model

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Table 1: Properties of the beechwood particles

Parameter	Symbol	Value [unit]
Diameter	d_p	6 [mm]
Density	Á$_p$	1220 [kg/m3]
Initial temperature	T_0	25 [°C]
Initial water content	X_0	10 [% wb]
Young's modulus	Y	0.1 [GPa]
Poisson's ratio	½	0.29
Restitution coefficient	e	0.98
Friction coefficient	µ	0.3
Specific heat	c_p	1.5+0.001 T [kJ/kg]
Conductivity	»	0.47 [W/mK]
Permeability	**K**	0.02
Pore diameter	-	50 [µm]
Particle porosity	[$_p$	0.64

Table 2: Properties of the inlet air flow

Parameter	Symbol	Value [unit]
Pressure	P	1 [bar]
Temperature	T_0	25 [°C]
Primary-air volume flow rate	$\dot{v}_{g,1}$	0.0023 [m^3/s]
Secondary-air volume f low rate	$\dot{v}_{g,2}$	0.0046 [m^3/s]

Fig.3 illustrates the mass fraction of volatile matters during conversion of biomass particles in the reactor. At the beginning of simulation due to solely drying process, only water vapor is produced which lasts around *40s*. After evaporation of water contents, pyrolysis commences and gas volatiles of CO_2, CO, CH_4, H_2O and H_2 are produced. Pyrolysis is terminated at *120s* whereby the gasification and combustion processes begin. The gas compositions released by the beechwood are mixed with oxygen and combusted above the bed in the chamber. These exothermic reactions generate the required energy at the end of pyrolysis leading to char gasification. In addition, the oxygen can go through the pores of particles where char combustion takes place. The behavior of solid materials during conversion process is shown in Fig.4. At the beginning, beechwood is only solid material during drying process. When the pyrolysis commences, the beechwood is consumed while char is formed. This procedure continues until *120s* when the beechwood is consumed totally and produced char starts to be gasified and combusted. Fig.5 represents the behavior of liquids during conversion of wood particles in the reactor. Where at the beginning, the water content of particles are vaporized

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

during drying, and subsequently with onset of pyrolysis, tar is yielded from beechwood pyrolysis. The produced tar is transferred to the gas phase and is combusted with oxygen above the bed leading to generation of carbon monoxide and hydrogen inside the system. Finally, Fig.6 shows the temperature distribution of particles and gas phase at 300s. The colorful region represents the mid-plane inside the reactor representing the gas temperature and the cylinders are pellet particles with varied temperature on the surface. The high temperature of particles is due to char combustion. In the gas phase, the high temperature region inside and above the bed represents the flame generated due to combustion of volatiles and char. While the secondary air deflects the flame to the middle of reactor due to the reactions between the volatiles and injected oxygen above the bed.

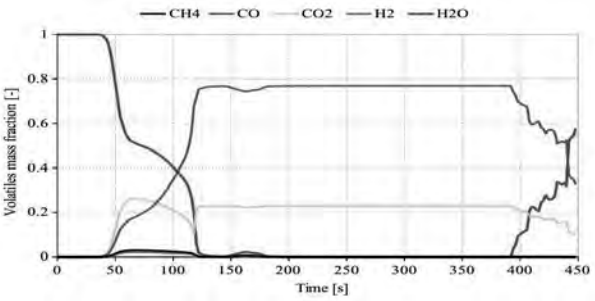


Figure 3: Mass fraction of gas compositions in the bed vs. Time

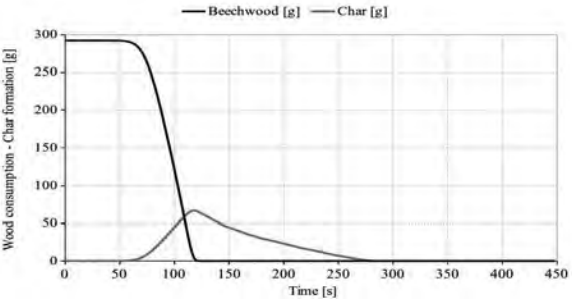


Figure 4: Wood consumption and char formation/consumption of the bed vs. Time

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

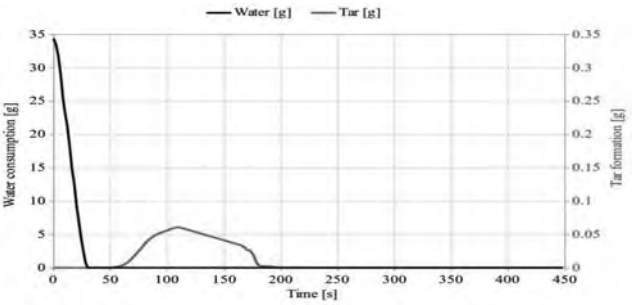


Figure 5: Water content consumption and tar formation/consumption of the bed vs. Time

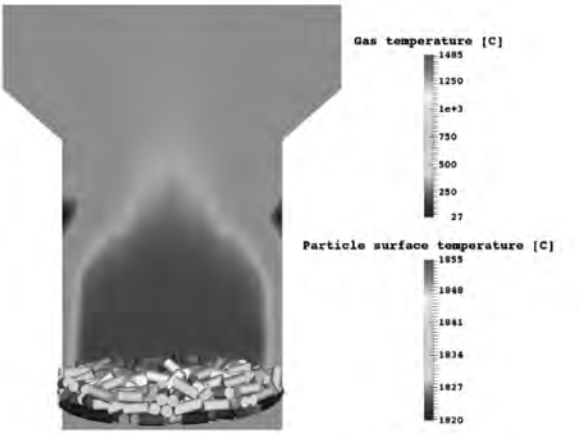


Figure 6: Temperature distribution of biomass and gas in the combustion chamber

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4. Conclusion

In this work, the conversion of biomass pellets in an oven is investigated. The employed approach, which is a Lagrangian-Eulerian coupling model, considers the solid particles as discrete elements while the gas medium as continuous phase. The motion of solid particles are calculated according to the Newton's second law in both translational and rotational motions. In case of solid conversion, one-dimensional conservation equations of heat, mass, species and momentum transfer inside the particles are developed. In order to capture the interaction between solid-gas phases, the necessary interfaces are applied to couple dynamics and conversion of solid elements to the gas phase via heat, mass and momentum transfer. That is the required homogeneous and heterogeneous reactions are considered for physical and chemical processes of heating-up, drying, pyrolysis, combustion and gasification. The case study is a 3D cylindrical reactor including a packed bed of beechwood pellets. Two primary and secondary air inlets are located at the bottom and top of the bed. The inlet air is in ambient pressure and temperature, while the hot wall with constant temperature provides the energy for biomass conversion. The predicted results show the beechwood conversion where the drying process occurs at the beginning of simulation. After evaporating the water content inside the particles, with increasing the bed temperature, the particles commence to decompose thermally to char, tar and volatiles. The volatiles and tar are transferred to the gas phase and combusted with oxygen above the bed while the remaining char is gasified and combusted in the bed. It is also shown the temperature distribution of pellets and gas phase where the combustion of volatiles and char leads to high temperature and ignition development inside the reactor.

5. Acknowledgements

The authors would like to thank The Luxembourg National Research Fund (FNR) for supporting this research.

6. References

[1] A. E. Ghaly, K. N. MacDonald, mixing patterns and residence time determination in a bubbling fluidized bed system, American Journal of Engineering and Applied Sciences 5 (2012) 170–183.

[2] P. Basu, Biomass Gasification and Pyrolysis, Academic Press Elsevier, 2010.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[3] J. Solsvik, Z. Chao, R. A. Sanchez, H. A. Jakobsen, Numerical investigation of steam methane reforming with co2-capture in bubbling fluidized bed reactors, Fuel Processing Technology 125 (2014) 290–300.

[4] D. A. Nield, A. Bejan, Convection in Porous Media, Springer, 2006.

[5] P. A. Cundall, O. D. L. Strack, A discrete numerical model for granular assemblies, Geotecgnique 29 (1979) 47–65.

[6] A. Faghri, Y. Zhang, Transport Phenomena in Multiphase Systems, Elsevier Academic Press, 2010.

[7] M. Mohseni, B. Peters, Effects of particle size distribution on drying characteristics in a drum by XDEM: A case study, Chemical Engineering Science 152 (2016) 689-698.

[8] J.Wiese, F.Wissing, D. Hohner, S.Wirtz, V. Scherer, U. Ley, H. M. Behr, Dem/cfd modeling of the fuel conversion in a pellet stove, Fuel Processing Technology 152 (2016) 223–239.

[9] C. D. Blasi, C. Branca, Kinetics of primary product formation from wood pyrolysis, Ind. Eng. Chem. Res. 40 (2001) 5547–5556.

[10] N.Wakao, S. Kaguei, Heat And Mass Transfer In Packed Beds, Gordon and Breach Science Publishers, New York, NY, 364, 1982.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

CFD-DEM Simulationen für Biomassefeuerungen

M.Sc. **Dorian Holtz**, Dr.-Ing. **Jürgen Nocke**, Prof. Dr.-Ing. **Egon Hassel,**
Lehrstuhl für Technische Thermodynamik, Universität Rostock,
Albert-Einstein-Straße 2, 18059 Rostock

Kurzfassung

Es wurde ein neues Modellierungskonzept für die numerische Simulation von Biomassefeuerungen entwickelt, welches auf einer Kombination von CFD (Computational Fluid Dynamics) sowie DEM (Diskrete Elemente Methode) basiert. Anhand eines Euler-Lagrange Ansatzes wird die Bewegung und Verbrennung individueller Biomassepartikel sowohl innerhalb als auch außerhalb eines Biomassefestbettes beschrieben. Partikel-Partikel- sowie Partikel-Wand-Kollisionen werden unter Gebrauch eines linearen Feder-Dämpfer Modells berechnet und in die Bewegungsgleichung der diskreten Partikel integriert. Als wesentliche Teilprozesse der thermochemischen Umwandlung des Brennstoffs werden Trocknung, Pyrolyse und der heterogene Restkoksabbrand betrachtet und für die Teilchen der diskreten Phase berechnet. Dies kann unter Annahme thermisch dünner Biomassepartikel erfolgen sowie unter Auflösung partikelinterner Temperaturgradienten, um das Verhalten thermisch dicker Teilchen zu berücksichtigen. Das beschriebene Vorgehen konnte bereits erfolgreich anhand einer großskaligen Biomasserostfeuerungsanlage erprobt werden.

Abstract

A new modelling concept for biomass fixed bed combustion has been developed which uses a combined CFD (Computational Fluid Dynamics) and DEM (Discrete Element Method) approach. An eulerian-lagrangian treatment has been utilised for the description of combustion processes of individual biomass particles inside and above the fuel bed. Interactions between particles as well as collisions between particles and walls are modelled by a linear spring-dashpot model and are introduced to the equation of motion of the discrete particles. The thermal conversion of the solid bio fuel is assumed to occur in three major steps: drying, pyrolysis and char burnout. Sub models describing each are part of the discrete particle model and can be calculated based on both, thermally thin and thermally thick biomass particles. While the former assumes a sequential behaviour of the thermal conversion, the latter takes a partial overlap of the processes into account. Thus, a layer model has been used to resolve intra-particle gradients to consider thermally thick particles. The presented procedure enables numerical simulations of biomass fixed bed combustion in

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

large scaled applications, such as grate furnace power plants and has been successfully tested for a reference system.

1. Einleitung

Vor dem Hintergrund des Klimawandels hat die Bedeutung CO_2-neutraler und erneuerbarer Energieträger in den vergangenen Jahren drastisch zugenommen. Feste Bioenergieträger, wie Holzhackgut, sind in diesem Zusammenhang vor allem für die Wärmeerzeugung in thermischen Kraftwerken von hoher Relevanz. Die fluktuierende Komposition solcher Brennstoffe kann in betreffenden Anlagen jedoch zu verschiedenen Herausforderungen führen, wobei Ablagerungs- und Schadstoffbildung häufig von Bedeutung sind. Für eine Optimierung zukünftiger Anlagen sowie einer Verbesserung der Betriebsweise von Bestandsanlagen ist ein genaueres Verständnis über die bei der Verbrennung ablaufenden Teilprozesse von zentraler Bedeutung. Numerische Simulationen bieten diesbezüglich Ansätze, um die Teilprozesse während der Verbrennung transparent darzustellen. Aus diesem Grund beschäftigen sich zahlreiche Forschungsvorhaben mit der Entwicklung neuer Modellkonzepte für die numerische Simulation von Biomasseanlagen, siehe [1–3]. In diesem Zusammenhang wurde am Lehrstuhl für Technische Thermodynamik der Universität Rostock ein neuer Modellierungsansatz basierend auf CFD und DEM generiert, welcher dreidimensionale numerische Simulationen von Biomasserostfeuerungen erlaubt.

2. Methodik

Die entwickelte Methodik ermöglicht numerische Simulationen von Biomasserostfeuerungen unter Gebrauch des in ANSYS FLUENT implementierten DDPM (Dense Discrete Phase Model) für dichte granulare Systeme. Dies stellt eine Erweiterung des Euler-Lagrange Konzeptes bzw. des DPM (Discrete Phase Model) dar und berücksichtigt das Volumen der dispersen Phase innerhalb der Bilanzgleichungen des als kontinuierliche Phase behandelten Fluides, siehe [4]. Ein lineares Feder-Dämpfer Modell findet Verwendung zur Beschreibung von Partikel-Partikel- und Partikel-Wand-Kollisionen, sodass das Konzept auf typische Bedingungen einer Festbettfeuerung anwendbar ist. Die errechneten Kontaktkräfte werden neben Widerstands- und Gravitationskraft in die Bewegungsgleichung der diskreten Partikel integriert. Die Berechnung der thermochemischen Umwandlung der Brennstoffteilchen sowie die Interaktion zwischen den Phasen in Form von Spezies- und Energietransfer sind durch ein eigenes Partikelmodell anhand einer UDF (User Defined Function) in das DDPM eingebettet. Dieses Vorgehen erlaubt eine Darstellung der Biomasseverbrennung individueller Brennstoffteilchen innerhalb und außerhalb der Schüttung einer Feuerung.

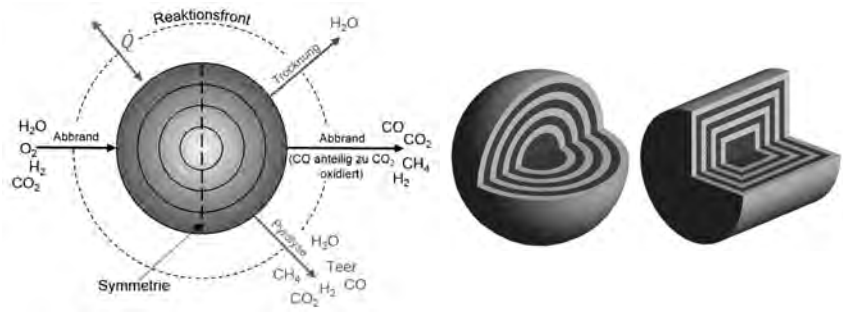
https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Aufgrund des hohen Rechenaufwandes, der mit numerischen Simulationen dieser Art einhergeht, werden die Partikel mittels vereinfachter Geometrien als Kugeln bzw. Zylinder betrachtet. Für eine zusätzliche Minderung des Rechenaufwandes erfolgt eine Zusammenfassung gleichartiger Teilchen zu Partikelpaketen. Die Simulationen wurden mit ANSYS FLUENT 15.0 durchgeführt.

2.1 Partikelmodell

Die Berechnung der thermochemischen Umwandlung der Bioenergieträger erfolgt innerhalb des entwickelten Partikelmodells und wird als UDF an das DDPM aus ANSYS FLUENT übergeben. Trocknung, Pyrolyse und Koksabbrand sind als relevante Umwandlungsprozesse berücksichtigt und können unter Annahme thermisch dünner Partikel als auch für thermisch dicke Teilchen bestimmt werden. Für Letzteres erfolgt die Auflösung partikelinterner Prozesse anhand eines eindimensionalen Modellansatzes. Der Gebrauch eindimensionaler Modelle ist nach [5] gerechtfertigt und wurde für vergleichbare Simulationen von verschiedenen Autoren genutzt, siehe [6–9].

Der in dieser Arbeit verwendete eindimensionale Ansatz betrachtet intra-partikuläre Effekte anhand einer Energiebilanz und Bilanzen relevanter Partikelspezies, wie Wasser, Biomassekomponenten (Zellulose, Hemizellulose und Lignin) sowie deren aktive Vertreter, Koks und Asche. Dazu wird jedes Partikel in eine bestimmte Anzahl diskreter Zonen unterteilt, siehe Abbildung 1. Innerhalb der Schichten finden Trocknung, Pyrolyse und Koksabbrand sequentiell statt und entstandene Gasspezies verlassen das Partikel instantan. Aufheiz- und Abkühlvorgänge der Schichten aufgrund des Transportes der Gasspezies werden dennoch innerhalb der Simulation berücksichtigt. Trocknung, Pyrolyse und Koksabbrand führen zu einer Veränderung der Speziesmassen innerhalb der diskreten Zonen. Der Einfluss dieser Vorgänge auf die Partikelgröße ist unter Annahme konstanter Speziesdichten inkludiert.



https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 1: Schematische Darstellung des Partikelmodells und der räumlichen Diskretisierung

Die Berechnung der Trocknung erfolgt anhand eines energetischen Ansatzes wie in [10,11]. Der Trocknungsprozess verbleibt bei einer festgelegten Siedetemperatur (T=373,15K) isotherm bis das Wasser vollständig verbraucht wurde. Die dem Siedeprozess zugeführte Wärme wird dementsprechend vollständig zur Trocknung verwendet.

Die Pyrolyse der biogenen Brennstoffe wird mit Hilfe des Konzeptes aus [12] modelliert. Dabei erfolgt eine Überlagerung von Reaktionsmechanismen für Pseudo-Komponenten der Biomasse: Zellulose, Hemizellulose und Lignin. Das Reaktionsschema für den Pyrolyseprozess ist dem nachfolgenden Bild 2 zu entnehmen.

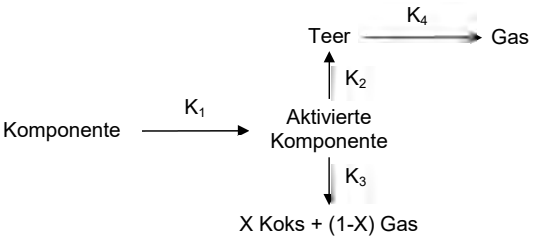


Bild 2: Schema zum Ablauf der Pyrolyse nach [12]

Dieses Konzept wurde in [12] umfassend mit Literaturdaten verglichen und bietet eine gute qualitative Übereinstimmung für verschiedene Brennstoffe sowie Prozessbedingungen. Außerdem berücksichtigt es sekundäre Zersetzungsprozesse, was zu einer genaueren Bestimmung der chemischen Prozesse in der Gasphase beiträgt. Das während der Pyrolyse entstehende Gas wird zumeist als Komposition aus leichten Kohlenwasserstoffen, CO, CO_2, H_2O und H_2 betrachtet, siehe [3,8,13]. Ein analoges Vorgehen wurde in dieser Arbeit verwendet, wobei als Vertreter der leichten Kohlenwasserstoffe CH_4 gewählt wurde. Eine Differenzierung nach Primär- und Sekundärpyrolysegas erfolgt nicht. Außerdem werden Kondensations- und Verbrennungsprozesse des Teers vernachlässigt, sodass diese Spezies lediglich zu leichten Gasen zersetzt werden kann. Damit der Einfluss hoher Heizraten auf die Pyrolyse Berücksichtigung findet, wurden die Anteile von Zellulose, Hemizellulose und Lignin entsprechend der Untersuchungen in [14] gewählt.

Der Abbrand des während der Pyrolyse gebildeten Restkokses ist ein heterogener chemischer Prozess, der verschiedene Stofftransportprozesse sowie chemische Reaktionen auf der Partikeloberfläche beinhaltet. Aus diesem Sachverhalt resultieren in Abhängigkeit der Verbrennungsbedingungen unterschiedliche Verbrennungsregime, wobei der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Gesamtprozess durch Materialtransport oder chemische Kinetik limitiert sein kann. Die Autoren aus [6,15] nutzen ein Konzept, welches den Koksumsatz anhand von Stofftransport und chemischer Kinetik beschreibt, siehe Gleichung 1.

$$\frac{dm_{Koks}}{dt} = -\sum_{i=1}^{4} \frac{\Omega_i M_c}{\frac{1}{k_i \mathrm{A}} + \frac{1}{\beta \mathrm{A}} + \frac{1}{\int_{\delta_A} \frac{dr}{D_e A(r)}}} C_{\infty,i} \tag{1}$$

Dabei sind Ω_i und $C_{\infty,i}$ das Stöchiometrieverhältnis sowie die Konzentration des gasförmigen Reaktionspartners, M_c die Molare Masse des Kokses, k_i der Reaktionsgeschwindigkeitskoeffizient, A die Oberfläche des Kokses, β der Stofftransportkoeffizient, δ_A die Schichtdicke der umgebenden Asche und D_e der effektive Diffusionskoeffizient, siehe [15]. Als relevante Reaktionen bezüglich des Koksabbaus werden die Oxidation mit O_2 sowie die Vergasungsreaktionen mit CO_2, H_2O und H_2 betrachtet, siehe Gleichung 2-5.

$$\Omega\, C + O_2 \rightarrow 2(\Omega - 1)\, CO + (2 - \Omega)\, CO_2 \tag{2}$$

$$C + CO_2 \rightarrow 2\, CO \tag{3}$$

$$C + H_2O \rightarrow CO + H_2 \tag{4}$$

$$C + 2H_2 \rightarrow CH_4 \tag{5}$$

2.2 Gasphasenmodell

Die Gasphase wird wie zuvor erwähnt als kontinuierliche Phase behandelt und ist hinsichtlich Massen-, Impuls-, Energie- und Speziestransfer mit der dispersen Phase bidirektional gekoppelt. Es werden Bilanzen für die Spezies CH_4, CO, CO_2, H_2, H_2O, O_2, N_2 und Teer gelöst. Die Verbrennung von CH_4, CO und H_2 wird mittels Bruttoreaktionen beschrieben, wobei die Berechnung der Reaktionsraten als Minimum aus turbulenter Durchmischung sowie chemischer Kinetik unter Gebrauch des Finite-Rate/Eddy-Dissipation Modells aus ANSYS FLUENT erfolgt, siehe [4]. Die im Rahmen der Sekundärpyrolyse ablaufende Zersetzung des Teers erfolgt durch den kinetischen Ansatz aus [12]. Zur Bestimmung von Wärmestrahlung kommt das P-1 Modell zur Einsatz.

2.3 Validierung

Eine Validierung der Verbrennungsmodellierung wurde anhand der experimentellen Untersuchungen von Lu et al. durchgeführt, siehe [13,16]. Die Autoren untersuchten das Verhalten von Holzpartikeln unter inerten sowie oxidativen Bedingungen in einem Einzelpartikelreaktor und erfassten dabei Oberflächen- und Kerntemperatur sowie die Massenabnahme der Teilchen. Neben unterschiedlichen Wasseranteilen wurden verschiedene Partikelformen und

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

-größen analysiert. Für eine Validierung des in dieser Arbeit vorgestellten Partikelmodells erfolgten Simulationen dieser Einzelpartikelversuche. Abbildung 3 gibt einen Vergleich zwischen gemessenen Daten sowie den erzielten Simulationsergebnissen für die Pyrolyse eines Pappelteilchens unter Stickstoffatmosphäre.

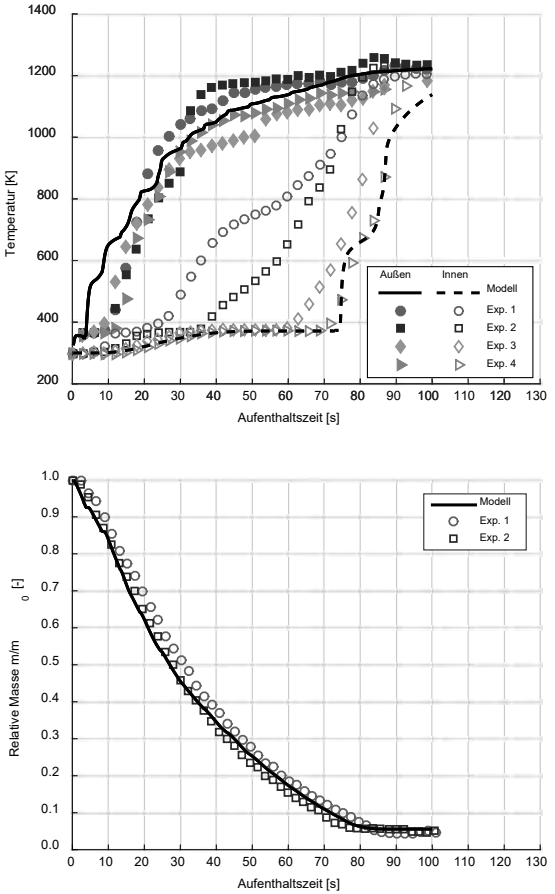


Bild 3: Vergleich zwischen Messergebnissen [13] und Simulation für die Pyrolyse eines zylinderförmigen Partikels aus Pappelholz in Stickstoff, D_p = 9,5 mm, L_p = 38 mm und 40 Ma.-% Wasser: Temperatur auf der Oberfläche und im Kern (oben) und normalisierte Partikelmasse (unten)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 3 verdeutlicht eine gute qualitative sowie quantitative Übereinstimmung der Simulation mit den Messdaten. Dies gilt sowohl für die errechneten Temperaturen, als auch für die Massenabnahme. In Analogie zum vorherigen Bild ist in Abbildung 4 ein Vergleich zwischen Messung und Simulation unter oxidativen Bedingungen gegeben.

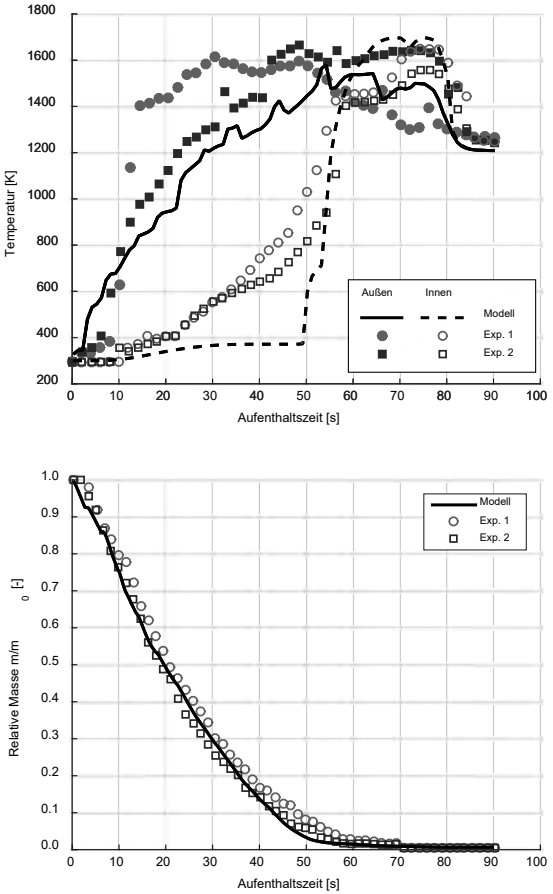


Bild 4: Vergleich zwischen Messergebnissen [13] und Simulation für die Verbrennung eines zylinderförmigen Partikels aus Pappelholz in Luft, D_p = 9,5 mm, L_p = 9,5 mm und 40 Ma.-% Wasser: Temperatur auf der Oberfläche und im Kern (oben) und normalisierte Partikelmasse (unten)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Anhand von Abbildung 4 ist ersichtlich, dass die Simulation überwiegend Ergebnisse erbringt, welche in Übereinstimmung zu den aufgenommenen Messdaten sind. Dabei spiegelt vor allem die Massenabnahme gut das Verhalten der Brennstoffteilchen wider. Ebenso stimmt die errechnete Oberflächentemperatur qualitativ gut mit der Messung überein. Größere Abweichungen ergeben sich lediglich zu Beginn der Simulation hinsichtlich der Kerntemperatur. Als mögliche Ursache dieser Abweichung ist eine Beeinflussung der Messung durch Wärmeleitung innerhalb des Temperaturmessfühlers aufzuführen, siehe [13]. Insgesamt ist jedoch festzuhalten, dass das vorgestellte Partikelmodell gute Ergebnisse unter oxidativen und inerten Bedingungen bereitstellt und in der Lage ist das Verhalten thermisch dicker Teilchen widerzugeben.

2.4 Diskrete Elemente Methode

Innerhalb des Festbettes spielen Partikel-Partikel-Kollisionen und Partikel-Wand-Kollisionen eine dominierende Rolle und müssen durch geeignete Berechnungskonzepte in die Impulsbilanzen der diskreten Partikel integriert werden. Kontaktkräfte zwischen kollidierenden Teilchen der diskreten Phase werden in dieser Arbeit basierend auf der „Distinct/Discrete Element Method“ nach Cundall und Strack [17] bestimmt. Weiche Kugeln dienen als Referenz zur Beschreibung des Partikelstoßes und die wirkenden Kontaktkräfte werden anhand einer virtuellen Überschneidung der Kollisionspartner ermittelt. Die Berechnung der wirkenden Normalkraft erfolgt durch einen linearen Feder-Dämpfer Ansatz, welcher den Stoß durch einen elastischen Anteil sowie eine viskose Dämpfung beschreibt. Eine schematische Darstellung dieses Konzeptes ist in Abbildung 5 gegeben.

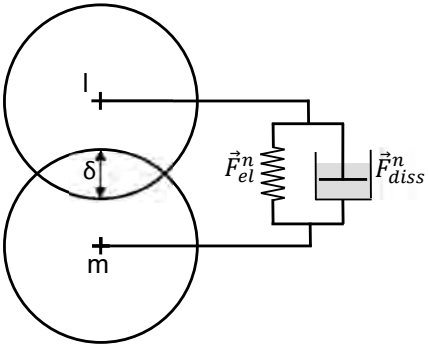


Bild 5: Schematische Darstellung des linearen Feder-Dämpfer Ansatzes zur Berechnung der Normalkraft zwischen Partikel i und Partikel j

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die zwischen den Kollisionspartnern i und j wirkende Normalkraft wird anhand der Federkonstante K, der virtuellen Überschneidung δ, der Dämpfung γ sowie der Relativgeschwindigkeit $\vec{v}_{ij}$ und des Einheitsvektors $\vec{e}_{ij}^{\,n}$ wie in Gleichung 6 bestimmt. Die Berechnung der Dämpfung erfolgt dabei nach [18].

$$\vec{F}_{ij}^{\,n} = \left(K\delta + \gamma\, \vec{v}_{ij}\, \vec{e}_{ij}^{\,n}\right) \vec{e}_{ij}^{\,n} \tag{6}$$

Beim Partikelstoß wirkende Tangentialkräfte werden mit Hilfe des Reibungsbeiwertes μ und des Einheitsvektors der Tangentialbewegung $\vec{e}_{ij}^{\,t}$ nach dem Coulomb-Gesetz bestimmt, siehe Gleichung 7.

$$\vec{F}_{ij}^{\,t} = -\mu\, \left|\vec{F}_{ij}^{\,n}\right| \vec{e}_{ij}^{\,t} \tag{7}$$

3. Simulation einer Referenzanlage

Die Erprobung des Modellierungskonzeptes wurde anhand einer realen Referenzanlage, dem Biomasse-HKW der Stadtwerke Neustrelitz GmbH vorgenommen. Diese Anlage wird wärmegeführt betrieben und verfügt über eine installierte Leistung von 17 MW thermisch und 7,5 MW elektrisch. Sie verbrennt naturbelassene Biomasse in Form von Holzhackgut und ist als Vorschubrostfeuerung ausgeführt. Das CAD-Modell der Anlage ist in der nachfolgenden Abbildung 6 veranschaulicht.

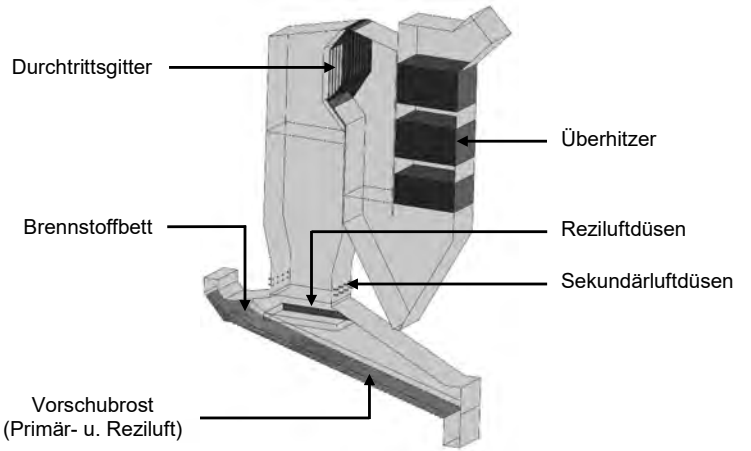


Bild 6: CAD-Modell der Referenzanlage, Biomasse-HKW Neustrelitz

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Für die Simulation der Referenzanlage werden etwa 45.000 diskrete Brennstoffteilchen betrachtet, wobei Grob-, Haupt- und Feinanteil als Partikelgrößenklassen innerhalb der Simulationen berücksichtigt werden. In Abbildung 7 ist das Brennstoffbett in der Anlage veranschaulicht. Die Referenzpartikel wurden dabei anhand des Partikeldurchmessers eingefärbt.

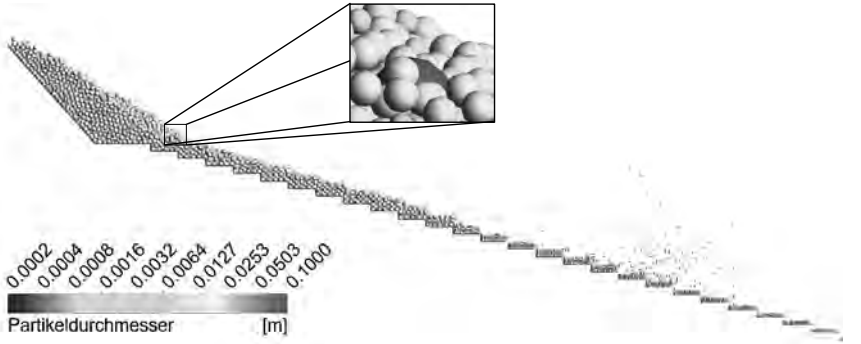


Bild 7: Biomassefestbett in der Referenzanlage, Referenzpartikel eingefärbt anhand des Partikeldurchmessers

In Bild 8 ist weiterhin das errechnete Temperaturfeld im Bereich der Kesselmitte der Referenzanlage dargestellt. Es ist ersichtlich, dass der wesentliche Teil der Verbrennung in der Rostmitte sowie im Bereich der Sekundärlufteinbringung stattfindet.

Bild 8: Temperaturfeld in der Kesselmitte der Referenzanlage

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die hohen Temperaturen in Rostnähe sind auf die Exothermie des Koksabbrandes sowie die Oxidation des dabei entstandenen CO zurückzuführen. Hohe Primärluftraten zur Generierung eines vollständigen Ausbrandes fördern die Temperaturspitzen und führen im betreffenden Fall zu einer vermehrten Bildung von Flugasche. Die höchsten Temperaturen sind im Bereich der Sekundärlufteinbringung zu verzeichnen. Dies resultiert aus der Verbrennung der während der Pyrolyse freigesetzten Gasspezies. Hierbei werden Temperaturen erreicht, die weit oberhalb typischer Ascheschmelztemperaturen angesiedelt sind. Dies bietet eine mögliche Erklärung für hohe Ablagerungsmengen, die in Abhängigkeit der Anlagenregelung in der Referenzanlage verzeichnet wurden.

4. Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurde ein neues Modellierungskonzept vorgestellt, welches dreidimensionale numerische Simulationen der Biomasseverbrennung in Rostfeuerungen ermöglicht. Dabei wird eine Beschreibung der Verbrennung individueller Brennstoffteilchen anhand einer Kombination von CFD und DEM ermöglicht. Die thermochemische Konversion des Festbrennstoffs wird unter Gebrauch eines Partikelmodells berechnet, welches mit Literaturdaten umfassend validiert werden konnte. In diesem Zusammenhang erbrachte das Modellierungskonzept Ergebnisse in hoher Übereinstimmung zu verfügbaren Messdaten. Die beschriebene Prozedur konnte weiterhin für eine reale Referenzanlage, dem Biomasse-HKW Neustrelitz, angewendet und untersucht werden. Für zukünftige Arbeiten ist angedacht die Methodik um Modelle zu ergänzen, die eine Beschreibung komplexer Brennstoffgemische, wie Ersatzbrennstoffe (EBS), ermöglichen.

5. Literaturverzeichnis

[1] Wiese, J., Wissing, F., Höhner, D., Wirtz, S., Scherer, V., Ley, U., Behr, H. M.: DEM/CFD modeling of the fuel conversion in a pellet stove. Fuel Processing Technology 152 (2016) S.223–239.

[2] Mehrabian, R., Shiehnejadhesar, A., Scharler, R., Obernberger, I.: Multi-physics modelling of packed bed biomass combustion. Fuel 122 (2014) S.164–178.

[3] Mahmoudi, A. H., Markovic, M., Peters, B., Brem, G.: An experimental and numerical study of wood combustion in a fixed bed using Euler–Lagrange approach (XDEM). Fuel 150 (2015) S.573–582.

[4] ANSYS® Academic Research. Help System, Fluent Theory Guide. Release 15.0. ANSYS, Inc.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[5] Ha, M. Y.; Choi, B. R.: A numerical study on the combustion of a single carbon particle entrained in a steady flow. Combustion and Flame 97 (1994) S.1–16.

[6] Mehrabian, R., Zahirovic, S., Scharler, R., Obernberger, I., Kleditzsch, S., Wirtz, S., Scherer, V., Lu, H., Baxter, L. L.: A CFD model for thermal conversion of thermally thick biomass particles. Fuel Processing Technology 95 (2012) S.96–108.

[7] Bruch, C., Peters, B., Nussbaumer, T.: Modelling wood combustion under fixed bed conditions. Fuel (2003) S.729–738.

[8] Haseli, Y., van Oijen, J. A., de Goey, L.: A detailed one-dimensional model of combustion of a woody biomass particle. Bioresource Technology 102 (2011) S.9772–9782.

[9] Thunman, H., Leckner, B., Niklasson, F., Johnsson, F.: Combustion of wood particles—a particle model for eulerian calculations. Combustion and Flame 129 (2002) S.30–46.

[10] Gerber, S.: Grobstruktursimulation der Biomassevergasung in einer Wirbelschicht am Beispiel von Holz. Dissertation. Technische Universität Berlin (2012).

[11] Simsek, E., Brosch, B., Wirtz, S., Scherer, V., Krüll, F.: Numerical simulation of grate firing systems using a coupled CFD/discrete element method (DEM). Powder Technology 193 (2009) S.266–273.

[12] Miller, R. S., Bellan, J.: A Generalized Biomass Pyrolysis Model Based on Superimposed Cellulose, Hemicellulose and Lignin Kinetics. Combustion Science and Technology 126 (1997) S.97–137.

[13] Lu, H.: Experimental and Modeling Investigations of Biomass Particle Combustion. Ph.D. thesis. Brigham Young University (2006).

[14] Branca, C., Albano, A., Di Blasi, C.: Critical evaluation of global mechanisms of wood devolatilization. Thermochimica Acta 429 (2005) S.133–141.

[15] Mehrabian, R., Stangl, S., Scharler, R., Obernberger, I.: CFD simulation of biomass grate furnaces with a comprehensive 3D packed bed model. Proceedings of the 25th German Flame Day (2011).

[16] Lu, H., Robert, W., Peirce, G., Ripa, B., Baxter, L. L.: Comprehensive Study of Biomass Particle Combustion. Energy & Fuels 22 (2008) S.2826–2839.

[17] Cundall, P. A.; Strack, O. D. L.: A discrete numerical model for granular assemblies. Géotechnique 29 (1979) S.47–65.

[18] Tsuji, Y., Kawaguchi, T., Tanaka, T.: Discrete particle simulation of two-dimensional fluidized bed. Powder Technology 77 (1993) S.79–87.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Modelling Biomass and Solid Recovered Fuel Combustion on Reciprocating Grates with CFD-application

Dr. **H. Mätzing**, Dr.-Ing. **H.-J. Gehrmann**, Prof. Dr.-Ing. **H. Seifert**,
Prof. Dr.-Ing. **D. Stapf**, Karlsruher Institut für Technologie (KIT),
Institut für Technische Chemie,
R. Keune, Müllheizkraftwerk Frankfurt am Main GmbH

Kurzfassung

Die Verbrennung von Biomasse ist eine nachhaltige und CO_2-neutrale Methode zur Erzeugung von Wärme und Strom. Der vermehrte Einsatz von Holz und anderen Pflanzenarten führt jedoch bereits zu Versorgungsengpässen und zu steigenden Preisen. Daher versuchen Kraftwerksbetreiber, die Betriebskosten durch Verwendung billiger Brennstoffe mit niedriger Qualität zu senken. Solche Ersatzbrennstoffe werden aus Haus- und Industriemüll hergestellt und haben ein deutlich anderes Verbrennungsverhalten als originäre Biomasse. Ihre Eignung für den Einsatz bei industriellen Feuerungen muss daher zunächst im Labor- und Technikumsmaßstab untersucht werden. Im KIT wurden dafür der Batchreaktor KLEAA (~ 5 kg Brennstoff) und die Rostfeuerungsanlage TAMARA (~ 120 kg/h Durchsatz) verwendet. Darüber hinaus wurde ein numerisches Modell entwickelt (KLEAA - Code), mit dem sich der Abbrand im Festbett und auf dem Vorschubrost simulieren lässt. Die CFD-Unterstützung erlaubt außerdem die Modellierung der Zusammensetzung und Strömung des Abgases sowie der damit verbundenen Wärmeübergänge. Nach der Validierung des Modells im Labor- und Pilotmaßstab wurde eine Simulation für das Müllheizkraftwerk Frankfurt mit einem Durchsatz von ~ $2.3 \cdot 10^4$ kg/h durchgeführt. Modellierungs- und Messergebnisse zeigen sowohl qualitative wie auch quantitative Übereinstimmung. Dies bestätigt die Anwendbarkeit des Modells auf den industriellen Maßstab.

Abstract

The combustion of biomass for heat and electricity generation is understood to be a sustainable source of energy and to support the reduction of greenhouse gas emissions. However, the extended use of wood and other plants has already led to supply shortage and to increased prices. For power plants, this poses a challenge to reduce operating costs, especially by making use of cheap, low-quality fuels which are prepared from municipal or industrial waste materials. However, the combustion behavior of such solid recovered fuels differs significantly from that of genuine biomass. Therefore, the feasibility and application of

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

low-grade fuels in industrial grate firings needs to be studied in small scale laboratory facilities. KIT has characterized the combustion properties and behavior of biomass and solid recovered fuels in a batch fixed bed reactor and on a reciprocating grate. Experimentally, key figures like reaction front velocity, ignition rate and mass conversion rate were determined in addition to the combustion temperature and the primary gas composition at the batch reactor KLEAA at ITC (~ 5 kg fuel). Moreover, a numerical model was developed which permits to simulate the combustion of wood chips, solid recovered fuels and mixtures thereof. In this way, available experimental results can be reproduced numerically and the understanding of most relevant fuel properties can be improved. The CFD extension of the model permits to simulate the composition of the combustion gases on their way through the furnace as well as the associated heat transfer. The model has been validated by comparison with batch, fixed bed reactor experiments and with results from continuously operating reciprocating grates (TAMARA at ITC, ~ 120 kg fuel/h, and MHKW Frankfurt, a solid waste to energy plant, ~ $2.3 \cdot 10^4$ kg fuel/h). In future developments, this model can also be used to track particle emissions from the fuel bed and particle deposition on important plant components in the boiler.

1. Introduction

In an effort to provide sustainable energy sources, to reduce greenhouse gas emissions and to accomplish an efficient waste management, biomass, biogenic waste and solid recovered fuels (SRF) are being used increasingly for heat and electricity generation. The burning properties of these fuels and of mixtures thereof may vary significantly, e.g. with respect to ignition delay times, achievable burning rates and formation of corrosive by-products. In particular, there is need to study the feasibility and application of low-grade fuels in industrial grate firings. At KIT, this is done experimentally at the laboratory scale fixed bed reactor KLEAA with fuel loadings up to 5 kg and at the pilot scale reciprocating grate firing TAMARA with fuel feed rates up to 300 kg/h (0.5 MW_{th}). The experimental procedure and recent results have been reported earlier [1]. This paper focuses on the development of the KLEAA-Code which permits numerical simulations of solid fuel combustion in fixed beds and in continuously operating grate firings. The relation between fixed bed combustion and reciprocating grates is discussed. In addition, the CFD application is coupled to the KLEAA-code to model the freeboard gas flow and the associated heat transfer. The model calculation is validated by comparison with results from the above mentioned installations at KIT and with results from an industrial scale waste to energy plant, MHKW Frankfurt, at a fuel feed rate around 23 t/h.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Fixed Bed Model

The KLEAA-Code fixed bed model represents the fixed bed by a vertical arrangement of fuel particle layers which constitute a cascade of perfectly stirred reactors. The KLEAA-code has submodels for particle drying, pyrolysis, heterogeneous burnout of carbon and for reactions in homogeneous gas phase [2,3]. The combustion kinetics of different fuels just results from their different initial properties like chemical composition and particle size. Radial gradients of temperature and concentrations are neglected, which results in a one dimensional approximation of the combustion process along the fixed bed axis. Mass exchange between different particle layers occurs via the gas phase only, which means that particle mixing is neglected also. Recent code updates allow to model plastic waste by default polyethylene and to consider arbitrary particle shapes by use of the Sauter diameter $d_S = 6/S_V$. Therein, S_V is the plain specific surface of the particles which needs to be determined experimentally, e.g. by sieving analysis or from the pressure drop [4,5].

2.1 Reciprocating Grate Model

For the transition from the fixed bed model to the continuous grate combustion, it is assumed that the fuel bed travels along the reciprocating grate with uniform velocity, no particle breakup or mixing occurs and no gradients along the width of the fuel bed are considered. These simplifications lead to a “one dimensional” approximation which represents the steady state properties of the fuel bed by a translational sequence of a burning fixed bed. Mathematically, this is described by the mass balance equation $\acute{A}_{bulk} = \frac{m_{fuel} / t}{H \times W \times L / t}$ where $\acute{A}_{bulk}$ is the bulk density of the fuel, m_{fuel} / t is the fuel feed rate, H, W and L are the height, width and length of the fuel bed and $L / t = v_{grate}$ is the bed propagation velocity. In the absence of any type of mass loss, $\acute{A}_{bulk}$ and H are constant; the mass balance equation then allows to calculate the bed height from the feed rate and the propagation rate, if the bulk density is known. During combustion, $\acute{A}_{bulk}$ and H change with time and need to be calculated by the fixed bed model. Experimentally, the bed propagation rate is rather difficult to estimate, because particle breakup and particle mixing occur and because particles of different size have different residence times on the grate. Therefore, even under relatively well controlled conditions like in the research grate TAMARA, the bed propagation rate could be determined only with an error of $\pm$ 30 % and corresponds to 2.8 $\pm$ 0.8 m/h [6].

2.2 CFD Modelling of the Freeboard

As result of the reciprocating grate model, the geometry of the fuel bed is obtained as well as the gas composition and the mass flow rate at the top of the fuel bed. The major gas

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

components are CO_2, $H_2O(g)$ and N_2 with minor amounts of CO, H_2, CH_4 and O_2, depending on input data like fuel composition, fuel moisture, air feed etc. CH_4 is used as default for the hydrocarbon species which are generated by pyrolysis. NO_x, SO_2 and other trace components are not included in the model calculation. Usually, secondary air is added in the freeboard above the fuel bed to ensure complete burnout of the gas mixture. The calculated overbed conditions and secondary air supply are inputs to calculate the gas flow through the boiler. The mesh generation, the calculations and the postprocessing were performed with the commercial software FLUENT® 14.5. In brief, the mesh size was $4 – 8 \cdot 10^5$ cells for the TAMARA facility and $1.8 \cdot 10^7$ cells for the MHKW Frankfurt model. The standard k-ε turbulence model was used for the weakly turbulent gas flow and the finite rate/eddy dissipation model was used to couple turbulence and chemical reactions. The solutions were obtained by parallel computing with 8 – 16 kernels.

3. Results

3.1 Wood chips and SRF batch combustion

Figs. 1 and 2 show example results for the batch combustion of wood chips and mixtures of wood chips with SRF. Figure 1 demonstrates an essentially linear decrease of the total mass with time during the major combustion phase when the bed temperature is more or less constant. At the end of the combustion process, a temperature peak is observed which is due to residual char combustion. From the measured mass decay and the known cross section of the combustion vessel, the mass conversion rate M_{CR} [kg/m^2 · sec] can be calculated.

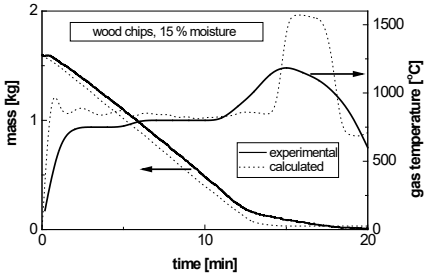


Fig. 1: Mass and temperature history during the combustion of wood chips

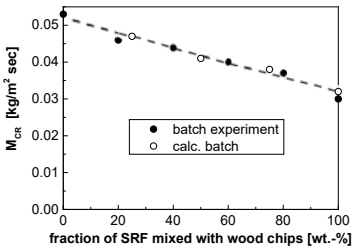


Fig. 2: Mass conversion rate of SRF mixed with wood chips

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

According to Fig. 2, the mass conversion rate decreases substantially when solid recovered fuel is mixed into wood chips. Also, Figs. 1 and 2 show good agreement between measurement and calculation.

3.2 Wood chips and SRF combustion on a reciprocating grate

At the research grate TAMARA, wood chips and two different SRF types were used to study their combustion behavior and the overbed gas compositions [7]. In agreement with the batch experiments, the mass conversion rates of the SRF were found to be smaller than in case of the wood chips. This was attributed mainly to differences in the moisture content and in the bulk density. From the fuel consumption and the overbed gas release, elemental balances could be set up. For carbon, the experimental recovery was 70 % and for hydrogen, it was 94 % [4]. Given experimental uncertainties like false air and propagation of the fuel bed, this result appears acceptable. The CFD modelling of the TAMARA furnace was performed for the wood chips combustion. As input, the calculated overbed concentrations were used (Fig. 3.a) and the steady state structure of the fuel bed (Fig. 3.b) was calculated from the mass decay shown in Fig. 1. Note that the total combustion time is relatively short. Therefore, the combustion process is almost complete after the first primary air zone or roughly one third of the total grate length.

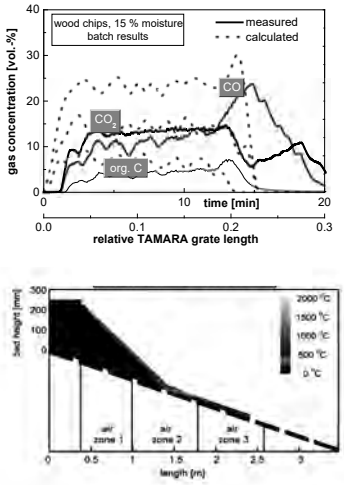


Fig. 3: Overbed concentrations (upper) and fuel bed structure (lower).

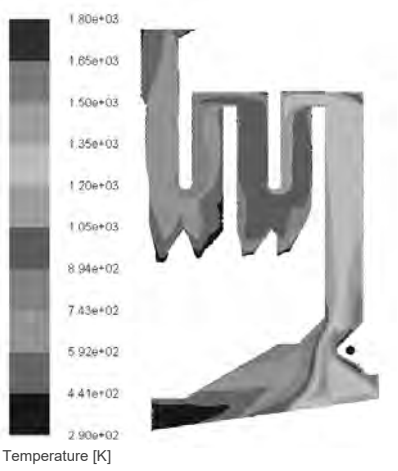


Fig. 4: Calculated temperature distribution in the TAMARA furnace.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

At the furnace outlet, the calculated average temperature was 250 °C and the calculated O_2- and CO_2- concentrations were 9.0 vol.-% and 8.9 vol.-% respectively, which corresponds well to previous data [8].

3.3 MSW combustion in an industrial scale WTE plant

The waste to energy plant MHKW Frankfurt was chosen to test the large scale application of the KLEAA code, because detailed data for this plant are available from previous experimental investigations [9, 10]. In brief, the total grate length is 10.36 m, divided into six primary air zones, and the average velocity of the fuel bed is 7 m/h. The average primary air ratio is 0.65 and the total air ratio is 1.85. The secondary air is added at the base of the first flue via a set of nozzles in a fan-shaped arrangement. The reported particle size distribution

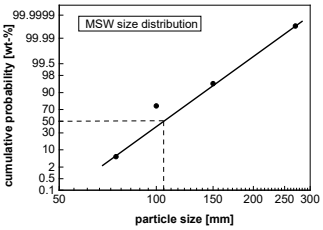


Fig. 5: MSW size distribution

is lognormal with a mean diameter around 110 mm (Fig. 5). The composition is approximated by 38 wt.-% lignocellulosic material, 15.0 wt.-% plastics (PE), 20.0 wt.-% ash and 27 wt.-% moisture. Due to the large particle size, the high moisture fraction and the low calorific value (LCV ~ 8 MJ/kg), the MSW mass conversion rate is only $1.9 \cdot 10^{-4}$ kg/m$^2 \cdot$sec which is two orders of magnitude lower than the SRF mass conversion rate (Fig. 2). The calculated gas temperature is shown in Fig. 6. As expected, there are large temperature gradients in the combustion chamber and in the lower part of the first flue, above the addition of the secondary air. Gas concentration and temperature measurements were performed at five locations in the combustion chamber,

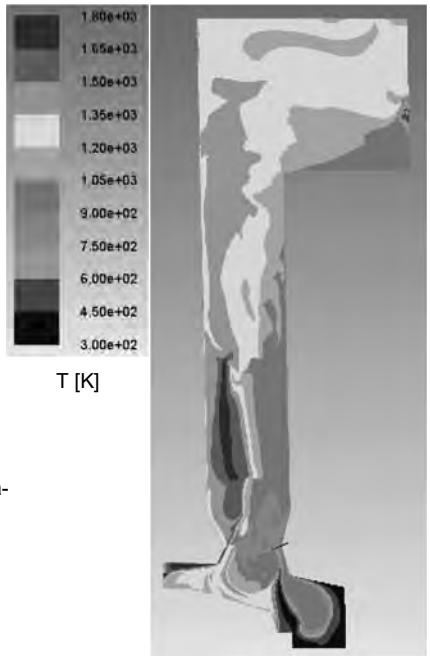


Fig. 6: Calculated gas temperature.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

approx. 2.3 m above the grate [9]. As example, Figs. 7.a and 7.b show a comparison of the measured gas temperature and the measured O_2-concentration with the calculated values. The calculated results are in qualitatively good agreement with the measurements and they are also similar to previous model calculations [9, 10].

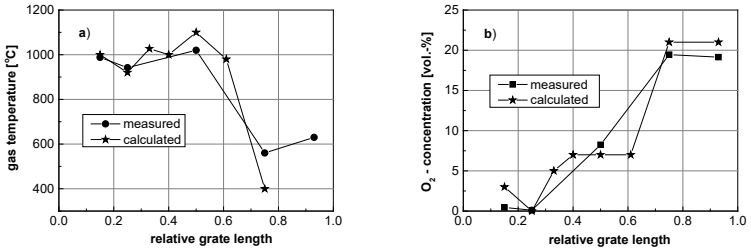


Fig. 7: Comparison of measured and calculated data at MHKW Frankfurt

4. Conclusions

The KLEAA-code has been used to simulate the combustion of wood, SRF and MSW in lab scale, pilot scale and industrial scale facilities. Calculated characteristic numbers like ignition delay time, reaction front velocity and mass conversion rate are in good agreement with measured values. The calculated overbed gas concentrations also agree well with measurements. In addition, the calculated fuel bed and gas data have been used for CFD simulations of the freeboard above the fuel bed and the first flue of pilot scale and industrial scale grate firings. The results are in good agreement with available experimental data which were obtained at selected locations in the combustion chamber. This provides a good basis for further calculations like particle emissions and fly ash behavior in such installations.

Acknowledgements

The authors thank Mr. P. Nowak for his able assistance during the TAMARA experiments.

5. References

[1] Gehrmann, H.-J., Nowak, P., Mätzing, H. and H. Seifert (2015), “Experimentelle und numerische Untersuchung der Verbrennung von Biomasse und Ersatzbrennstoffen auf dem Rost“, 27. Deutscher Flammentag, TU Clausthal, 16.-17. Sept., Clausthal, VDI - Berichte 2267, pp. 239 - 252, VDI – Verlag, Düsseldorf.

[2] Mätzing, H., Gehrmann, H.-J., Kolb, T. and H. Seifert (2010), “Experimental and theoretical investigation of biomass conversion in a fixed bed”, Internat. Conf. on

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Thermal Treatment Technologies and Hazardous Waste Combustors (IT3), San Francisco, Calif., May 17-20, 2010.http://secure.awma.org/presentations/IT3_HWC10/Papers/a16.pdf (accessed April 2014).

[3] Mätzing, H., Gehrmann, H.-J., Kolb, T. and H. Seifert (2012), “Experimental and numerical investigation of wood particle combustion in a fixed bed“, Environ. Eng. Sci. 29, 907 - 914.

[4] Mätzing, H., Gehrmann, H.-J., Kolb, T. and H. Seifert (2014), “A numerical model for biomass and solid recovered fuel combustion on a reciprocating grate“, Internat. Conf. on Thermal Treatment Technologies (IT3) and Hazardous Waste Combustors (HWC), Oct. 13-15, Baltimore, MD.

[5] Mätzing, H., Gehrmann, H.-J., Baris, D., Castagno, F. and H. Seifert (2015), “Impacts of fuel properties on the performance of grate firings”, INFUB - 10th European Conference on Industrial Furnaces and Boilers, Porto, Portugal, April, 7-10 (ISBN 978-972-99309-7-3).

[6] Dziugys, A., Peters, B., Hunsinger, H. and L. Krebs (2006), “Evaluation of the residence time of a moving fuel bed on a forward acting grate“, Granular Matter 8, 125 - 135.

[7] Nowak, P., Gehrmann, H.-J., Seifert, H., Schubert, S., Glorius, T., Pfrang-Stotz, G. and H.-R. Paur (2013), “Energetische Nutzung von Solid Recovered Fuels mit Holzhackschnitzeln in einer Rostfeuerung“; Berliner Abfallwirtschafts- und Energiekonf., Berlin, Jan. 28.-29., 2013 in: K. Thomé-Kozmiensky and M. Beckmann (eds.), *Energie aus Abfall*, Bd. 10, p. 855-868, TK Verlag, Neuruppin, Germany.

[8] Frey, H.-H., Peters, B., Hunsinger, H. and J. Vehlow (2003), “Characterization of municipal solid waste combustion in a grate furnace”, Waste Management 23, 689 - 701.

[9] Waldner, M.H., Halter, R., Sigg, A., Brosch, B., Gehrmann, H.-J. and M.Keunecke (2013), “Energy from waste – clean, efficient, renewable: Transitions in combustion efficiency and NO_x control“, Waste Management 33, 317 - 326.

[10] Brosch, B., Scherer, V. and S. Wirtz (2014), “Simulation of a municipal solid waste incineration in grate firing systems with a particle based novel discrete element method”, VGB Power Tech 2014, 75 - 83.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bestimmung der Koksabbrand-Kinetik in einem Wirbelschichtreaktor am Beispiel einer kolumbianischen Steinkohle

Dipl.-Wirt.-Ing. **B. Gövert**, **S. Pielsticker**, M. Sc., Dr.-Ing. **O. Hatzfeld**,
Prof. Dr.-Ing. **R. Kneer**,
Lehrstuhl für Wärme- und Stoffübertragung (WSA),
RWTH Aachen University, Aachen

Kurzfassung

Ein für kurze Kohlenstoff-Umsatzzeiten optimierter Wirbelschichtreaktor als Umsetzung eines „Well Stirred Reactor“ für die zeitaufgelöste Bestimmung der Verbrennung von Koks aus staubförmigen Brennstoffen wird vorgestellt. Der Reaktor ermöglicht die Untersuchung von Reaktionen, die mehr als drei Mal so schnell ablaufen wie in vergleichbaren Reaktoren [1]. Um diese Geschwindigkeit zu erreichen, wurden die Totvolumina verringert, der Gasdurchsatz maximiert und die Messfrequenz des verwendeten FTIR-Spektrometers zur Bestimmung der Gaszusammensetzung erhöht. Das innovative Wirbelschicht-Konzept vereint zudem hohe Partikelaufheizraten von ~10^4 K/s bei gleichzeitig unbegrenzter Verweilzeit der Partikel bis zum vollständigen Ausbrand. Hierdurch wird neben sehr schnellen Abbrand-Reaktionen auch die Untersuchung vergleichsweise langsamer Prozesse wie der Boudouard-Reaktion (C + CO_2 ” 2 CO) ermöglicht.

In der vorliegenden Arbeit wird exemplarisch der Abbrand von Koks aus einer kolumbianischen Steinkohle im Temperaturbereich von 823 bis 1223 K in synthetischer Luft (N_2/O_2) und Oxyfuel-Atmosphäre (CO_2/O_2) bei Sauerstoffkonzentrationen von 15 bis 30 Vol.-% untersucht. In Oxyfuel-Atmosphäre sind gegenüber synthetischer Luft reduzierte Reaktionsraten zu beobachten. Eine Modellierung mittels eines Arrhenius-Ansatzes *n*-ter Ordnung ergibt bei nahezu identischer Aktivierungsenergie für beide Atmosphären eine erhöhte Reaktionsordnung bezüglich O_2 in synthetischer Luft gegenüber der Oxyfuel-Atmosphäre. Die kürzeste beobachtete 90%-Kohlenstoffumsatzzeit in den durchgeführten Versuchen liegt mit ca. 2,9 s deutlich unterhalb der Werte anderer Wirbelschicht-Reaktoren von minimal 10 s.

1. Einleitung

Kompakte, extern beheizte Wirbelschichtreaktoren (WSR) sind vielseitige Versuchssysteme für die Laboruntersuchung der Kinetik von Vergasungs- und Verbrennungsreaktionen fester

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Brennstoffe [1–4]. Als Umsetzung eines „Well Stirred Reactor“ können sie quasi-konstante und quasi-homogene Reaktionsbedingungen im Wirbelbett bereitstellen, die dem Ideal des „Perfectly Stirred Reactor“ nahe kommen. Wesentliche Vorteile des hier vorgestellten Systems sind neben unbegrenzter Partikel-Verweilzeit und hohen Partikel-Aufheizraten um ~10^4 K/s die temperaturunabhängige, variable Gaszusammensetzung, sowie die Fähigkeit, eine Kohlenstoffmassenbilanz um den Reaktor zu schließen.

Allerdings weist der WSR konzeptbedingt einige Einschränkungen auf. Neben den zumeist geringeren Gastemperaturen (üblich < 1273 K) ist vor allem die direkte optische Zugänglichkeit in der Wirbelschicht aufgrund des Bettmaterials nicht gegeben. Die Analyse der entstehenden Produktgase erfolgt daher nicht in situ, sondern ex situ in einem Messinstrument außerhalb des Reaktors. Hierbei limitieren Transportprozesse zwischen Reaktor und Messinstrument die maximal erfassbare zeitliche Änderung, die typischerweise durch eine Sprungantwort charakterisiert werden kann. Die Sprungantwort ist definiert als die Zeit, die ein Messinstrument benötigt, bis bei einem Einheitssprung des Signals an der Probennahmestelle der Messwert einen vorgegebenen Prozentsatz des Signalpegels nach dem Einheitssprung (meist 50 oder 90 %) erreicht hat. Bedingt durch den Gasaustausch in Reaktor, Leitungen und Messgerät wird die Sprungantwort maßgeblich von den vorliegenden Volumina und dem eingestellten Volumenstrom beeinflusst.

Die schnellsten WSR-Systeme in der Verbrennungsforschung erreichen mit der Ex-situ-Technik momentan scheinbare 90%-Umsatzzeiten für Kohlenstoff von t_{90} = 10 s oder mehr [2–4]. Die Verbrennungsreaktion selbst läuft unter den untersuchten Bedingungen jedoch innerhalb von weniger als einer Sekunde ab. Da dies deutlich kürzer als die gemessene t_{90}-Zeit ist, lässt sich schlussfolgern, dass t_{90} nicht durch die Laufzeit der chemischen Reaktion, sondern durch die Sprungantwort des Systems limitiert ist. Als Konsequenz daraus wird die höchste Reaktionsrate, die nachgewiesen werden kann, durch diesen Faktor begrenzt. Dies beschränkt auch direkt den nutzbaren Temperaturbereich der Reaktoren, da höhere Temperaturen bei der Verbrennung zu höheren Reaktionsraten führen. Der in diesem Beitrag eingesetzte Wirbelschichtreaktor ist in der Lage, Reaktionen mit einer scheinbaren 90 %-Umsatzzeit für Kohlenstoff von t_{90} < 3 s zeitaufgelöst darzustellen. Dies erweitert im Vergleich zu bisher eingesetzten System den nutzbaren Temperaturbereich um etwa 100 K.

Der Versuchsaufbau des Reaktors wird in Kapitel 2 erläutert. Kapitel 3 präsentiert die Ergebnisse von Verbrennungsuntersuchungen mit Koks aus kolumbianischer Steinkohle (K1) in synthetischer Luft und Oxyfuel-Atmosphäre, sowie die Ergebnisse einer Kinetik-Modellierung. In Kapitel 4 werden die gewonnenen Erkenntnisse zusammengefasst.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Experimenteller Aufbau

Das Versuchssystem besteht im Kern aus drei Komponenten: Einer Gaszufuhr mit zwei thermischen Massenstromreglern, einem kompakten Wirbelschichtreaktor (WSR, d_{Bett} = 55 mm), welcher in einem elektrisch beheizten Ofen hängt und einem Fourier-Transform Infrarotspektrometer (FTIR) zur online Gasanalyse.

Die Verwendung des WSR mit elektrischer Beheizung ermöglicht, eine beliebige Zusammensetzung des Fluidisierungsgases unabhängig von der Gastemperatur einzustellen. Dadurch wird die gezielte Untersuchung der atmosphärischen Zusammensetzung (O_2-, CO_2- und H_2O-Konzentration, Gastemperatur) auf den Koksabbrand möglich. Die quantitative Bestimmung der Verbrennungsprodukte erfolgt mittels FTIR-Spektrometrie bei 1–10 Hz kombiniert mit einer Massenbilanz um den Reaktor. Werte für die Kohlenstoffbilanz bei Koksabbrand-Experimenten mit dem Versuchsaufbau liegen im Mittel bei 93,7 % [1].

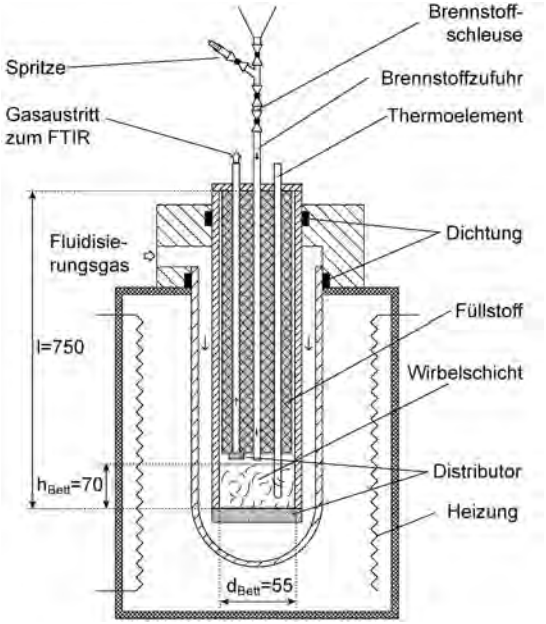


Bild 1: Skizze des Wirbelschicht-Versuchsaufbaus (Maßangaben in mm, Skizze nicht maßstabsgerecht)

Bild 1 zeigt einen Schnitt durch den Wirbelschichtreaktor, der sich aus zwei koaxialen Rohren zusammensetzt. Das Fluidisierungsgas strömt durch den Spalt zwischen äußerem und

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

innerem Rohr nach unten, wird dabei auf Reaktortemperatur erwärmt und tritt dann durch einen porösen Quarzglas-Distributor, um das inerte Bettmaterial aus Al_2O_3 zu fluidisieren. Die pulverförmigen Brennstoffe (typische Partikeldurchmesser d_p H63–200 µm, Masse je Charge m = 1–15 mg) werden portionsweise über eine gasdichte Schleuse und ein Dosierrohr (d_i = 6 mm) dem Wirbelbett zugeführt. Um einen schnellen und nahezu vollständigen Transport der Probe ins Wirbelbett zu erreichen, wird nach dem Öffnen der Schleuse ein Gasstoß mit gleicher Zusammensetzung wie das Fluidisierungsgas von oben durch das Zuführrohr gegeben. Hierdurch wird auch eine hohe Partikelaufheizrate (H1×10^4 K/s) sichergestellt. Das Gasentnahmerohr (d_i = 6 mm) führt das mit Reaktionsprodukten angereicherte Fluidisierungsgas aus dem Wirbelbett zu einem Agilent Cary 670 FTIR-Spektrometer. Die Leitungen zum Spektrometer sind beheizt, um die Kondensation von Reaktionsprodukten zu verhindern. Das Gesamtsystem ist auf geringe Leitungs-, Filter- und Totvolumina ausgelegt, wodurch eine, verglichen mit anderen WSR, sehr kurze Ansprechzeit der Ex-situ-Gasanalyse realisiert wird [1].

2.1 Auswertung

Die Kinetikparameter des Koksabbrands werden anhand der vom FTIR gemessenen zeitabhängigen Konzentrationen der Reaktionsprodukte CO_2 und CO (siehe Abbildung 2a) bestimmt. Durch Integration der Konzentrationsverläufe unter Berücksichtigung der Gasmassenströme wird der dimensionslose Kohlenstoffumsatz X berechnet (siehe Abbildung 2b).

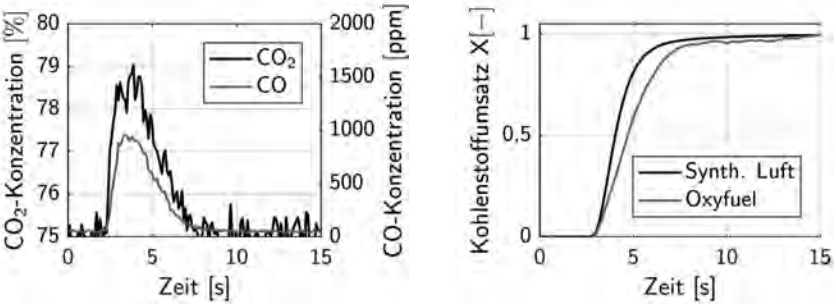


Bild 2: **a)** (links) Konzentrationsverläufe von CO und CO_2 für einen Abbrandversuch in Oxyfuel-Atmosphäre (K1-Koks, 25 % O_2 in CO_2, 1223 K)
b) (rechts) Verlauf des dimensionslosen Kohlenstoffumsatzes X für Abbrandversuche in synth. Luft und Oxyfuel (K1-Koks, 25 % O_2 in N_2 bzw. CO_2, 1223 K)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Der Vergleich des so ermittelten Verlaufs von X mit der Vorhersage eines Koksabbrandmodells dient dazu, den modellspezifischen Parameter r (charakteristische Reaktionsrate) zu berechnen. Durch Ermittlung von r bei verschiedenen Temperaturen und Sauerstoffkonzentrationen kann eine vollständige Kinetik für den Brennstoff abgeleitet werden. Details zur Auswertemethode sind in [1] und [5] beschrieben.
Die Aktivierungsenergie der Verbrennungsreaktion wurde mit einem Arrhenius-Ansatz *n*-ter Ordnung (s. Gleichung 1) bei einer festen Sauerstoffkonzentration von 25 Vol.-% O_2 in N_2 (synthetische Luft) bzw. CO_2 (Oxyfuel) berechnet.

$$r = A \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{R \cdot T}\right) \cdot p_{O_2}^n \quad (1)$$

Dabei ist A der Frequenzfaktor, E_a die Aktivierungsenergie, R die universelle Gaskonstante, T die Temperatur im Reaktor, p_{O_2} der Partialdruck des Sauerstoffs und n die Reaktionsordnung. n wurde bestimmt, indem die Sauerstoffkonzentration jeweils zwischen 15 und 30 Vol.-% variiert wurde.

2.2 Brennstoff

Bei dem verwendeten Brennstoff „K1“ handelt es sich um einen Koks aus kolumbianischer Steinkohle (Mina Norte) der Siebfraktion 125–160 µm. Die Analyse ist in Tabelle 1 gegeben.

Tabelle 1: Analyse der Steinkohle K1 und des aus der Kohle produzierten Kokses

			K1 (Mina Norte, Kolumbien)	
	Einheit	**Basis**	**Kohle**	**Koks**
C	[%]	daf	78,72	95,22
H	[%]	daf	5,26	0,68
N	[%]	daf	2,11	1,87
S	[%]	daf	1,09	0,65
O	[%]	daf	12,82	1,58
Asche	[%]	dry	7,01	9,00
Wasser	[%]	aa	3,63	0,59
Flüchtige	[%]	daf	40,52	4,40
Partikelgröße				
Modalwert	[µm]	-	177,4	194,5
D10	[µm]	-	144,4	147,3
D50	[µm]	-	175,8	188,0
D90	[µm]	-	212,9	233,5

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Koksproduktion erfolgte im Wirbelschichtreaktor ohne Al_2O_3 Bettmaterial. Hierzu wurden mehrfach kleine Mengen Kohle für 15–20 s bei 1273 K in reinem Stickstoff (99,998 Vol.-%) pyrolysiert, danach ebenfalls mit N_2 ausgeblasen und in einem kompakten Zyklon abgeschieden.

Neben dem Anstieg von Kohlenstoff- und Ascheanteil, sowie dem Rückgang des Sauerstoffgehalts gegenüber der Kohle zeichnet sich der Koks auch durch einen Anstieg der ermittelten Partikeldurchmesser aus. Dieser kann entweder durch Swelling[1] oder aber einen Verlust des Feinanteils der Siebfraktion während der Pyrolyse bedingt sein [1].

3. Versuchsdurchführung und Ergebnisse

Um die Eignung des Systems für Koksabbrand-Untersuchungen sowohl in Luft als auch unter Oxyfuel-Bedingungen zu demonstrieren, wurde ein darauf angepasstes Versuchsprogramm zusammengestellt. Ziel war hierbei einerseits, einen Brennstoff mit Hilfe von Experimenten im WSR in beiden Atmosphären umfassend zu beschreiben. Andererseits sollten die Versuche im Bereich oberhalb von 1173 K auch die Vorteile der beschleunigten Sprungantwort für die Messung schneller Reaktionen demonstrieren.

Daher wurden Experimente zur Koksverbrennung im Temperaturbereich zwischen 823 und 1223 K unter Oxyfuel-Atmosphäre und synthetischer Luft mit einem O_2-Volumenanteil von 25 Vol.-% durchgeführt. Bei Temperaturen von 973 und 1073 K wurde zur Ermittlung der Reaktionsordnung der O_2-Volumenanteil in beiden Atmosphären zwischen 15–30 Vol.-% variiert. Um ein zuverlässiges Ergebnis zu erhalten, wurden die Versuche 8–15 Mal (unter 923 K) bzw. 21–25 Mal (über 923 K) wiederholt.

Der Anteil des in den Versuchen nachgewiesenen Kohlenstoffs liegt unter Luftatmosphäre zwischen 81 % und 103 % mit einem leicht abnehmenden Trend über der Temperatur. Werte oberhalb von 100 % sind möglich, wenn geringe Probenmengen im Bereich der Brennstoffschleuse anhaften, sich in Folgeversuchen lösen und mit injiziert werden. Unter Oxyfuel-Bedingungen hängt der Kohlenstoffnachweis von der ermittelten CO_2-Konzentration direkt vor dem Versuch ab. Aufgrund des nicht-linearen Absorptionsverhaltens von CO_2 im Infrarot-Bereich bei hohen Konzentrationen schwankt dieser gemessene CO_2-Wert (vgl. Abbildung 2a), wodurch auch die nachgewiesene Kohlenstoffmasse stärker als unter N_2/O_2-Atmosphäre variiert.

[1] Swelling bezeichnet das Aufblähen der Partikel während der Pyrolyse, bedingt durch das spontane Austreten der gasförmigen Flüchtigen-Bestandteile der Kohle

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die in Bild 3 und Bild 4 dargestellten Ergebnisse der Experimente zeigen, dass der Verbrennungsprozess unter den betrachteten Randbedingungen in N_2/O_2-Atmosphäre schneller abläuft als in CO_2/O_2 (Oxyfuel). Das Verhältnis der Reaktionsraten ($r_{\mathrm{Luft}}/r_{\mathrm{Oxyfuel}}$) beträgt 1,26 bei 873 K und steigt auf bis zu 2,08 bei 1223 K an.
In den folgenden beiden Kapiteln wird auf die Ermittlung der Kokskinetik eingegangen, wobei zuerst die Aktivierungsenergie E_{a} näher betrachtet wird und im Folgenden die Reaktionsordnung n.

3.1 Aktivierungsenergie

Die mittels linearer Regression gefitteten Arrhenius-Ansätze in beiden Atmosphären sind in Bild 3 dargestellt. Die nach Gleichung 1 berechnete Aktivierungsenergie E_{a} entspricht dabei den Gradienten der Graphen in der Abbildung. Die Fehlerbalken geben die doppelte Standardabweichung ($\pm 2\sigma$, 95,4 %-Intervall) der Versuchsreihe in jedem Betriebspunkt an.
Für die beiden untersuchten Atmosphären (N_2/O_2 und CO_2/O_2) ist eine deutliche Änderung in der Steigung der Regressionsgeraden im Bereich um 1073 K zu erkennen. Dies kann als der Wechsel der Reaktionsbedingungen von Regime I (kinetisch kontrolliert) zu Regime II (porendiffusions-kontrolliert) gedeutet werden. Für die CO_2/O_2-Atmosphäre scheint dieser Wechsel bei ca. 1048 K zu erfolgen. Bei synthetischer Luft liegt der Übergangsbereich um etwa 50 K höher, bei ca. 1098 K. In Anbetracht der erhöhten Standardabweichung vieler Messpunkte oberhalb von 1023 K ist diese Differenz in der Übergangstemperatur allerdings nicht statistisch gesichert.
Die Regression ergibt $E_{\mathrm{a,I}} = 131{,}6$ kJ/mol ($R^2 = 0{,}9981$) für Luft und $E_{\mathrm{a,I}} = 130{,}6$ kJ/mol ($R^2 = 0{,}9910$) unter Oxyfuel-Bedingungen im unteren Temperaturbereich (Regime I). Die Differenz der Aktivierungsenergie zwischen den beiden Atmosphären beträgt somit −0,8 % bezogen auf $E_{\mathrm{a,I}}$ von Luft. Bei höheren Temperaturen (Regime II) liegen die entsprechenden Werte bei $E_{\mathrm{a,II}} = 59{,}1$ kJ/mol ($R^2 = 0{,}9794$) für Luft und $E_{\mathrm{a,II}} = 64{,}5$ kJ/mol ($R^2 = 0{,}9998$) für Oxyfuel (Differenz: +8,4 %).
Die Unterschiede zwischen den Atmosphären bewegen sich im Rahmen der Messgenauigkeit des Versuchsaufbaus. In beiden Atmosphären halbiert sich zudem die Aktivierungsenergie näherungsweise beim Übergang von Regime I zu II, was sehr gut mit der in der Literatur berichteten Annahme übereinstimmt [6]. Die kürzeste scheinbare 90%-Kohlenstoffumsatzzeit t_{90} wurde in beiden Atmosphären bei 1223 K beobachtet. Hierbei liegt die gemittelte 90%-Umsatzzeit in Oxyfuel bei ca. 4,2 s und in Luft bei ca. 2,9 s (vgl. Abbildung 2b).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

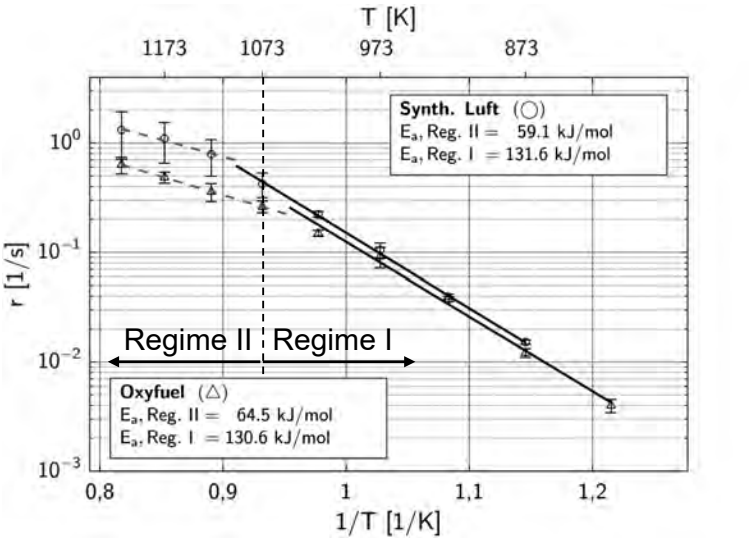


Bild 3: Arrhenius-Plot zur Ermittlung der Aktivierungsenergie E_a, K1-Koks, Synth. Luft und Oxyfuel-Atmosphäre, 25 % O_2 in N_2 bzw. CO_2, 823–1223 K

Trotz deutlicher Unterschiede im Produktionsprozess des Kokses, dem Versuchsaufbau und der Auswerteroutine, wurde von Murphy et al. [7] eine sehr ähnliche Aktivierungsenergie von $E_{a,II} = 63{,}8$ kJ/mol unter Luftatmosphäre in Regime II für Koks aus „Eastern bituminous“ ermittelt. Letztere ist in ihrer Zusammensetzung der hier genutzten K1-Kohle sehr ähnlich.

Im Niedrigtemperaturbereich untersuchten Gil et al. [8] Koks mit geringfügig niedrigerer Partikelgröße (75–150 µm) in einem TGA System unter Luft- und Oxyfuel-Bedingungen mit 30 Vol.-% Sauerstoff. Innerhalb des Temperaturbereichs von 673–873 K wurde dort eine Aktivierungsenergie von $E_{a,I} = 121$ kJ/mol (Luft) bzw. 125 kJ/mol (Oxyfuel) gemessen. Der verwendete Brennstoff war hier südafrikanische Steinkohle, die in ihrer Zusammensetzung ebenfalls der K1-Kohle ähnelt.

Die Messungen von Gil et al. zeigen, dass sich die Aktivierungsenergie E_a zwischen N_2/O_2- und CO_2/O_2-Atmosphäre nicht merklich unterscheidet. Weiterhin sind die Werte von E_a für Regime I praktisch identisch mit den im WSR-Aufbau ermittelten Werten. Ebenso stützen die Ergebnisse von Murphy et al. [7] die im WSR Aufbau gemessenen Werte von E_a für Luft in Regime II.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3.2 Reaktionsordnung

Die Ergebnisse der zur Ermittlung der scheinbaren Reaktionsordnung n nach Gleichung 1 durchgeführten Versuche sind in Abbildung 4 dargestellt. Die ermittelte Reaktionsordnung bezüglich Sauerstoff ist bei 973 K (Abbildung 4a) in synthetischer Luft n = 0,89 (R^2 = 0,9871). Der Wert in Oxyfuel-Atmosphäre ist mit n = 0,52 (R^2 = 0,9798) deutlich niedriger. Bei 1073 K (Abbildung 4b) bleibt der Wert für Luft mit n = 0,91 (R^2 = 0,9826) näherungsweise gleich, jener für Oxyfuel steigt um 42 % auf n = 0,74 (R^2 = 0,9950).

Wie in Abschnitt 3.1 erläutert, liegt die vermutete Übergangstemperatur von Reaktionsregime I zu II in Oxyfuel bei ca. 1048 K, in Luft aber bei ca. 1098 K. Dies führt dazu, dass die Messung der Reaktionsordnung bei 973 K für beide Atmosphären in Regime I erfolgt ist. Bei 1073 K gilt dies für Luft weiterhin, für Oxyfuel jedoch nicht sicher.

Gemäß [9] ist der erwartete Wert der Reaktionsordnung für Oxyfuel in Regime II ausgehend vom Wert in Regime I (n_I = 0,52) zu $n_\mathrm{II,calc}$ = 0,76 zu berechnen (vgl. Gleichung 2). Dies kommt dem experimentellen Ergebnis von n_II = 0,74 sehr nahe.

$$n_\mathrm{II} = \frac{n_\mathrm{I}+1}{2} \tag{2}$$

Dies stützt die zuvor aufgestellte Vermutung, dass der Regimewechsel in Oxyfuel bereits bei niedrigerer Temperatur erfolgt.

4. Zusammenfassung

Die Verbrennungsreaktion von Koks aus kolumbianischer Steinkohle K1 (Mina Norte) wurde in einem auf eine kurze Sprungantwort optimierten Wirbelschichtreaktor untersucht. Experimente wurden in einem Temperaturbereich von 823–1223 K mit zwei verschiedenen Atmosphären durchgeführt: Synthetischer Luft (N_2/O_2) und Oxyfuel (CO_2/O_2). Die Sauerstoffkonzentration wurde für zwei Temperaturen je Atmosphäre im Bereich von 15 bis 30 Vol.-% variiert.

Die Produktgase der Verbrennungsreaktion wurden mittels eines FTIR-Spektrometers analysiert. Durch Auswertung der Konzentrationsverläufe von CO_2 und CO wurde die Kohlenstoffmassenbilanz aufgestellt und daraus der dimensionslose Kohlenstoffumsatz X über der Zeit ermittelt. Nach Fit eines Reaktionsmodells an X wurde mit einem Arrhenius-Ansatz *n*-ter Ordnung für jede Atmosphäre ein Kinetik-Modell erstellt, welches die Reaktionsgeschwindigkeit des Kokses abhängig von Temperatur und Sauerstoffpartialdruck beschreibt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

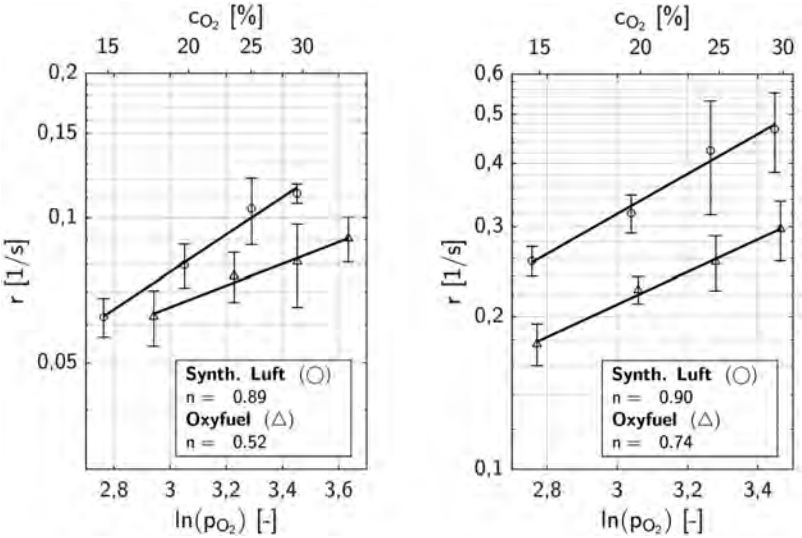


Bild 4: Sauerstoffvariation zur Ermittlung der Reaktionsordnung n, K1-Koks, 15–30 Vol.-% O_2 in N_2 bzw. CO_2

a) (links) 973 K, Regime I, leicht erhöhter Sauerstoffpartialdruck durch zugesetzten Filter bei Oxyfuel-Messungen

b) (rechts) 1073 K, Regime I in synth. Luft, nahe Regime II in Oxyfuel

Die Ergebnisse zeigen, dass bei der Aktivierungsenergie der Verbrennungsreaktion keine bedeutenden Differenzen zwischen Luft (Regime I: $E_{a,I} = 131{,}6$ kJ/mol, Regime II: $E_{a,II} = 59{,}1$ kJ/mol) und Oxyfuel (Regime I: $E_{a,I} = 130{,}6$ kJ/mol, Regime II: $E_{a,II} = 64{,}5$ kJ/mol) bestehen. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass die Übergangstemperatur von Regime I zu Regime II zwischen Luft und Oxyfuel-Atmosphäre um etwa 50 K voneinander abweicht.

Die scheinbare Reaktionsordnung bezüglich Sauerstoff wurde bei 973 K in synthetischer Luft zu n = 0,89 und in Oxyfuel zu n = 0,52 bestimmt. Bei 1073 K bleibt der Wert für Luft praktisch unverändert, jener für Oxyfuel erhöht sich jedoch auf n = 0,74. Dies stützt die Vermutung, dass die Verbrennung in der CO_2/O_2-Atmosphäre bei 1073 K bereits nahe an oder knapp in Regime II abläuft.

Vergleiche der ermittelten Kinetik mit Literaturdaten zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit Ergebnissen anderer Autoren, die in Fallrohreaktoren abgeleitet wurden. Die im WSR ermittelten Zeiten für einen scheinbaren Kohlenstoffumsatz von 90 % im Bereich von unter

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3 s belegen, dass es sich bei dem Reaktor um den zurzeit weltweit schnellsten Versuchsstand vom Wirbelschicht-Typ zur Untersuchung Feststoff- Verbrennungsreaktionen handelt.

Danksagung
Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die Förderung von Benjamin Gövert und Stefan Pielsticker im Rahmen des SFB/Transregio 129 „Oxyflame“.

Referenzen

[1] Gövert, B., Pielsticker, S., Kreitzberg, T., Habermehl, M., Hatzfeld, O., Kneer, R.: - Measurement of reaction rates for pulverized fuel combustion in air and oxyfuel - atmosphere using a novel fluidized bed reactor setup, Fuel 201 (2017), 81–92

[2] Fennell, P., Dennis, J., Hayhurst, A.: The Order with Respect to Oxygen and Activation Energy of the Burning of an Anthracitic Char in O_2 in a Fluidised Bed, as Measured using a Rapid Analyser for CO/CO_2, Third European Combustion Meeting, 2007, Chania, Greece

[3] Konttinen, J., Kallio, S., Hupa, M., Winter, F.: NO formation tendency characterization for solid fuels in fluidized beds, Fuel 108 (2013), 238–246

[4] Saucedo, M. A., Butel, M., Scott, S. A., Collings, N., Dennis, J. S.: Significance of gasification during oxy-fuel combustion of a lignite char in a fluidised bed using a fast UEGO sensor, Fuel 144 (2015), 423–438

[5] Haustein, H., Kreitzberg, T., Gövert, B., Massmeyer, A., Kneer, R.: Establishment of kinetic parameters of particle reaction from a well-stirred fluidized bed reactor, Fuel 158 (2015), 263–269

[6] Kim, D., Choi, S., Shaddix, C. R., Geier, M.: Effect of CO_2 gasification reaction on char particle combustion in oxy-fuel conditions, Fuel 120 (2014), 130–40

[7] Murphy, J. J., Shaddix, C. R.: Combustion kinetics of coal chars in oxygen-enriched Environments, Combustion & Flame 144 (2006), 710–29

[8] Gil, M., Riaza, J., Álvarez, L., Pevida, C., Pis, J., Rubiera, F.: Oxy-fuel combustion kinetics and morphology of coal chars obtained in N_2 and CO_2 atmospheres in an entrained flow reactor, Applied Energy 91 (2012), 67–74

[9] Levenspiel, O.: Chemical reaction engineering, New York (1999), Wiley

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Numerische Unterstützung eines Wirbelschichtbrennkammer Retrofits

Dr.-Ing. **B. Brosch**, Dr.-Ing. **O. Narin**, Dr.-Ing. **F. Sudbrock**,
Doosan Lentjes GmbH, Research & Development
Daniel-Goldbach-Str. 19, 40880 Ratingen, Germany

Kurzfassung

Mit Hilfe numerischer Modelle wurde ein Anlagenretrofit der Dossan Lentjes GmbH einer kohlegefeuerten Wirbelschicht zu einer Wirbelschicht mit Biomasse-Zufeuerung unterstützt. Dabei wurde die Anlage aus strömungsmechanischer und verbrennungstechnischer Sicht überprüft, um möglichst homogene Bedingungen für einen stabilen Anlagenbetrieb zu gewährleisten.

Abstract

Doosan Lentjes GmbH retrofitted a circulating fluidized bed plant from coal firing to biomass combustion, which was supplemented by numerical modelling. The numerical analysis helped to check the flow mechanical behavior as well as the combustion characteristics of the combustor, to provide for homogeneous conditions for a stable plant operation.

1. Einleitung

Besonders in Regionen, in denen eine zuverlässige Energieversorgung benötigt wird, jedoch die Qualität des zur Verfügung stehenden Brennstoffs Probleme bereitet, ist der Einsatz der Zirkulierenden Wirbelschicht Verbrennung (circulating fluidized bed, CFB) von Vorteil. Beim Einsatz von Brennstoffen mit niedrigen Heizwerten, hohem Feuchte- oder Aschegehalt sowie niedrigen Schmelztemperaturen ist die CFB Technologie anderen Technologien, wie z.B. der Verbrennung in einem klassischen pulverisierten Kohlekessel (pulverized coal boiler, PC boiler), überlegen. Neben der grundsätzlichen Uneignung einiger Brennstoffe zur Verbrennung in PC Boilern, kommt hinzu, dass unter anderem die niedrigeren Verbrennungstemperaturen (in der Regel bis ca. 850°C), die damit einhergehenden

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

niedrigeren Emissionen, die inhärente Entschwefelung und die hohe Brennstoffbandbreite Vorteile liefern.

Ein Beispiel für die hohe Flexibilität von Wirbelschichtanlagen zeigt die Anlage Gardanne in der französischen Provence, die in Bild 1 (Foto der gesamten Anlage) und Bild 2 (schematische Aufstellungsplanung) zu sehen ist. Die 4 Zyklonanlage im Pant-Leg-Design (zwei gegenüberliegende Seiten mit jeweils 2 Zyklonen) wurde als Braunkohlefeuerung im Jahr 1995 in Betrieb genommen. Sie war mit einer Leistung von 250 MW_e über mehrere Jahre weltweit der größte CFB Boiler. Zwischenzeitlich wurde die Anlage auf Steinkohlefeuerung umgestellt, bevor sie aktuell auf Biomasseverbrennung mit 170 MW_e umgerüstet wurde. Der genannte Retrofit auf Biomasse-Mitverbrennung wurde durch numerische Simulationen unterstützt, um ein stabiles Betriebsverhalten der Wirbelschichtbrennkammer aus strömungsmechanischer und verbrennungstechnischer Sicht zu gewährleisten.

Bild 1: Foto der Wirbelschichtanlage Gardanne, Provence, Frankreich

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

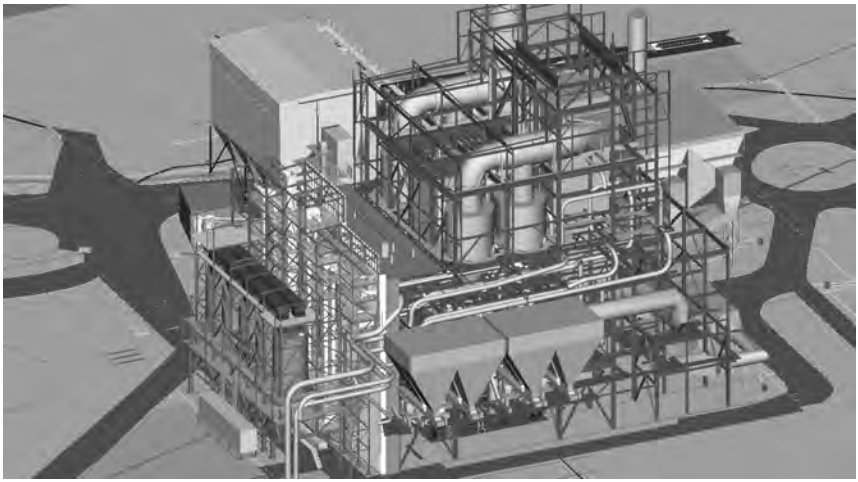


Bild 2: Aufstellungsplanung der Wirbelschichtanlage Gardanne, Provence, Frankreich

2. Grundlagen für die Simulation

Für Simulation der Wirbelschichtbrennkammer wird das Tool CPFD Barracuda verwendet, womit die vollständige 3-dimensionale, partikelbeladene Strömung in der Wirbelschichtbrennkammer zeitaufgelöst (instationär) modelliert wird. Die Turbulenzmodellierung erfolgt bei dieser Simulationsmethode anhand einer „Large Eddy Simulation“ (LES). Die Gasphase wird als kompressibles ideales Gasgemisch verschiedener Spezies (CO, CO_2, H_2, H_2O, HCN, N_2, NO, O_2, SO_2 sowie gasförmige Flüchtige) betrachtet, wodurch sämtliche Stoffeigenschaften abhängig von der Temperatur und der Gaszusammensetzung sind. Dies ist insbesondere für die Gasviskosität von großer Bedeutung, da sie eine sehr wichtige Rolle für die Interaktion zwischen Gas- und Feststoff in der Wirbelschicht spielt. Für den Feststoff werden die verschiedenen Feststoffmaterialien (Kohle, Asche, ggf. Sand) jeweils mit einer eigenen detaillierten Partikelgrößenverteilung berücksichtigt. Die Kohle selbst ist hierbei nochmals weiter anhand ihrer Kurzanalyse in Asche, Wasser, Koks (fixer Kohlenstoff) und Flüchtige untergliedert, wobei die genannten Anteile aufgrund der stattfinden Verbrennungsprozesse zeitlich variieren. Die Verbrennung lässt sich in heterogene und homogene Reaktionen unterteilen. Die heterogene Verbrennung, also die Prozesse unmittelbar am Feststoff, gliedern sich in die thermochemischen Prozesse der Trocknung, der Pyrolyse und der heterogenen Koksverbrennung. In der Modellvorstellung werden die Flüchtigen aus den Feststoffpartikeln

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

zunächst in gasförmige Flüchtige überführt, wo sie in anschließenden homogenen Gasphasenreaktionen weiter umgesetzt werden. Bei der heterogenen Koksverbrennung wird im Wesentlichen der fixe Kohlenstoff in gasförmiges CO umgesetzt. Zusätzlich wird innerhalb dieses Reaktionsschritts auch die Freisetzung des im Brennstoff gebundenen Schwefels und Stickstoffs beschrieben [1]. Sämtliche Reaktionsvorgänge werden innerhalb des Tools anhand von Reaktionskinetikdaten beschrieben. Für die Pyrolyse basieren diese Daten auf Untersuchungen von Ubhayakar [2] und für den Koksabbrand wird auf ein Modell von Field [3] zurückgegriffen. Die genannten Kinetiken beruhen auf Untersuchungen unter Bedingungen von Kohlestaubfeuerungen, sodass diese auf Basis von gesammelten Erfahrungen an die Bedingungen in Wirbelschichten angepasst wurden. Vereinfacht zusammengefast werden die folgenden Reaktion für die homogene Gasphase (Gl. 1) und die heterogene Verbrennung (Gl. 2) berücksichtigt.

$$
\begin{aligned}
&CS_uN_{v,(s)} \rightarrow O_2 + CO + SO_2 + NO + H_2O + CH_wO_xS_yN_z \\
&NO + CS_uN_{v,(s)} \rightarrow N_2 + CO + SO_2 \\
&CO + O_2 \rightarrow CO_2 \\
&CH_wO_xS_yN_z + N_2 + O_2 \rightarrow H_2O + HCN + SO_2 \ [7] \\
&HCN + O_2 \rightarrow NO + CO + 0{,}5\ H_2 \ [7] \\
&HCN + NO \rightarrow N_2 + CO + 0{,}5\ H_2 \ [7]
\end{aligned}
\qquad \text{(Gl. 1)}
$$

$$
\begin{aligned}
&C_{(s)} + 0{,}5\ O_2 \rightarrow CO \\
&C_{(s)} + NO \rightarrow 0{,}5\ N_2 + CO \ [8]
\end{aligned}
\qquad \text{(Gl. 2)}
$$

3. Modell und Ergebnisse der Simulation

Das Simulationsmodell umfasst die gesamte Wirbelschichtbrennkammer bis hin zu den Zykloneintritten (gelbe Flächen in Bild 3) sowie die Sekundärluftdüsen, die Ascherückführschurren inklusive Syphon, Biomasseaufgabe, Kohleaufgabe und die Rückführungen aus den Fließbettkühlern (rote Flächen in Bild 3). Somit sind der Zyklon und der Fließbettkühler kein Bestandteil dieses Modells. Außerdem wird die exakte Geometrie der Primärluftdüsen innerhalb des Modells durch eine homogene Primärluftzufuhr aus dem Düsenboden vereinfacht angenommen (rote Fläche unter Pant-Leg in Bild 3). Ein weiterer Bestandteil des Simulationsmodells ist die Berücksichtigung der Wärmesenken an den äußeren Membranwänden (violette Flächen in Bild 3)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

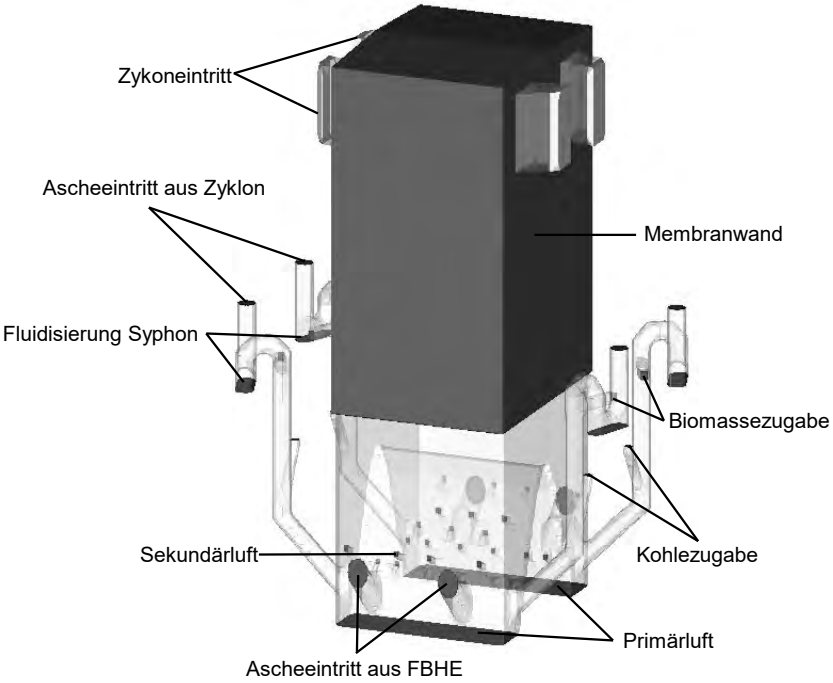


Bild 3: Simulationsmodell und Randbedingungen
(rot: inlet, gelb: outlet, violett: Wärmesenke)

Neben der oben dargestellten Geometrie der umgerüsteten Anlage, wurde vorab auch ein Modell der Bestandsanlage erstellt und simuliert. Dies sollte vor allem bei einer späteren Simulation der umgerüsteten Anlage als Referenz dienen und um vorab Besonderheiten der Anlage zu erkennen, sodass eventuell beobachtete Phänomene nicht fälschlicherweise der Umrüstung zugeschrieben werden. Da allerdings keine Auffälligkeiten an der Bestandsanlage zu finden waren, wird im Folgenden nicht weiter darauf eingegangen.

Außerdem wurden im Sinne einer vollständigen Untersuchung auch weitere, separate Modelle, z.B. der Zyklone und der Fließbettkühler erstellt, die ebenfalls kein Bestandteil dieser Veröffentlichung sind.

Ein Ergebnis der Simulation der umgerüsteten Anlage ist in Bild 4 zu sehen. Es zeigt die Verteilung aller Partikel (Kohle, Biomasse, Asche) im gesamten Simulationsbereich, wobei die Partikel anhand ihrer Temperatur eingefärbt sind.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Zunächst einmal ist zu erkennen, dass der Brennstoff (Kohle und Biomasse) bei Umgebungstemperatur zugeführt wird. Außerdem weisen Aschepartikel bei der Ascherückführung unmittelbar nach dem Zyklon Temperaturen auf, die minimal größer als die Brennkammertemperatur sind. Der Grund dafür liegt in der Nachverbrennung innerhalb der Zyklone, bei denen nochmals ein leichter Temperaturanstieg stattfindet. Ebenfalls ist erkennbar, dass die Wärmeentnahme innerhalb der Fließbettkühler berücksichtigt wird, was an den Aschetemperaturen um ca. 500°C an den Fließbettkühleraustritten in die Brennkammer zu sehen ist. Innerhalb der Brennkammer findet eine sehr schnelle Vergleichmäßigung der Partikeltemperaturen statt. Im unteren Brennkammerdrittel, also in etwa bis auf die Höhe des Pant-Legs, sind noch schwach ausgeprägte Temperaursträhnen zu finden, die bei etwa 700°C liegen. Der gesamte darüber liegende Brennkammerteil weist eine äußerst gleichmäßige Partikeltemperaturverteilung auf, wobei die Temperaturen lokal zwischen 800°C und 900°C liegen. Somit ist anhand der Simulation aus strömungsmechanischer und verbrennungstechnischer Sicht ein störungsfreier Betrieb zu erwarten, ohne das weitere Eingriffe bzw. Umbauten (z.B. Neuanordnung der Sekundärluftdüsen) an der Anlage notwendig sind.

Die umgerüstete Anlage ist mittlerweile in Betrieb und zeigt, wie auch die beschriebene Simulation, ein stabiles Betriebsverhalten. Somit hat die Simulation einen wertvollen Beitrag bei der Anlagenumrüstung geliefert.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

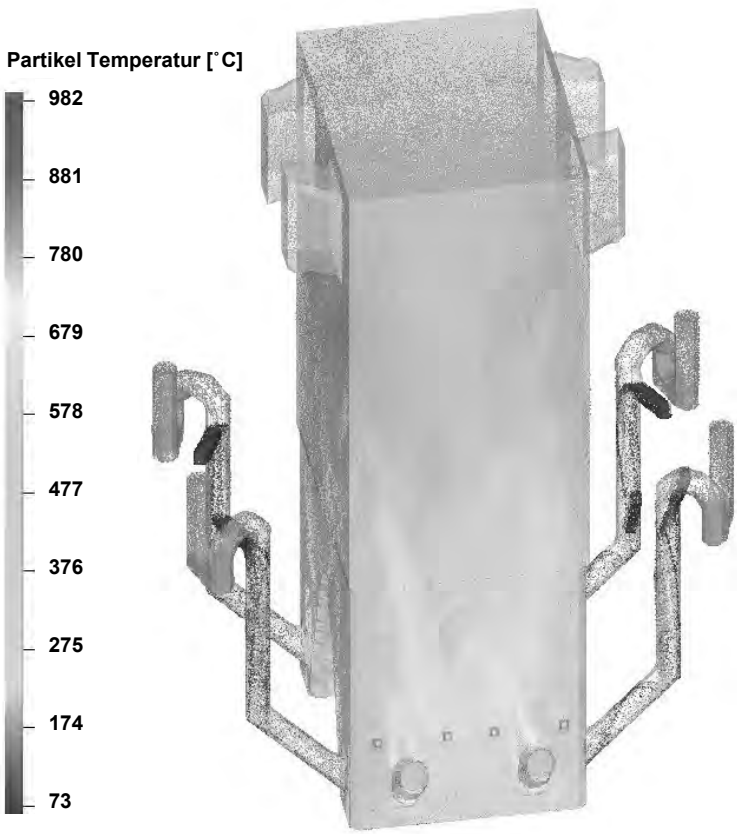


Bild 4: Temperatur Verteilung der simulierten Partikel (Asche, Kohle, Biomasse)

4. Zusammenfassung

Mit Hilfe numerischer Simulationen wurde ein Retrofit einer Zirkulierenden Wirbelschicht Brennkammer unterstützt. Die Simulation wurde verwendet, um kritische Bereiche des Retrofits vorab zu erkennen und gezielt optimale Lösungen für diese Bereiche zu entwickeln bzw. zu identifizieren.

5. Literatur

[1] Lockwood, F. C.; Romo-Millares, C. A.: *Mathematical modelling of fuel-NO emissions from PF burners*, Journal of the Institute of Energy 65, Pages 144–152, 1992.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[2] Ubhayakar, S. K.; Stickler D. B.; Von Rosenberg Jr., C. W.; Gannon, R. E.: *Rapid devolatilization of pulverized coal in hot combustion gases*, Symposium (International) on Combustion, Volume 16, Issue 1, Pages 427–436, 1977.

[3] Field, M.A.: *Measurements of the Effect of Rank on Combustion Rates of Pulverised Coal.* Combustion and Flame 14, Pages 237-248, 1970.

[4] De Soete, G. G.:*Overall reaction rates of NO and N_2 formation from fuel nitrogen*, Symposium (International) on Combustion 15(1), Pages 1093–1102, 1975.

[5] Levy, J. M.; Chan, L. K.; Sarofim, A. F.; Beér, J. M.: *NO/char reactions at pulverized coal flame conditions*, Symposium (International) on Combustion, 18(1), Pages 111-120, 1981.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Mikrowellen-Plasma-Zündsystem im Leistungsbereich 1 kW bis 3 kW zum Betrieb an Staubverbrennungs-systemen für unterschiedliche Brennstoffarten

Dipl.-Ing. (FH) **Bernd Greiner**, Dr. rer. nat. **Mathias Kaiser**,
Dipl.-Ing. **Rainer Böcher**

1. Motivation....2
2. Systembeschreibung 1 kW und 3 kW Mikrowellen-Plasma-Zündsystem....3
3. Aufbau Mikrowellen-Plasma-Zündsystem....4
4. Weiterentwicklung der Lanzenspitze....6
4.1 Zündzuverlässigkeit der Lanzenspitzenkonfiguration....7
4.2 Standzeitverhalten der Lanzenspitze bei Plasma-Dauerbetrieb....9
4.3 Zusammenfassung der Ergebnisse aus den Untersuchungen....10
5. Überwachung des Plasmas mittels Akustik....11
6. Zusammenfassung und Ausblick....12
7. Quellen....12

Zur Zündung von festen Brennstoffen an Staubverbrennungssystemen in der Kraftwerks- und Prozeßtechnik sind Zündfeuerungen in Betrieb, die nach dem derzeitigen Stand der Technik üblicherweise mit Öl oder Gas als Zündbrennstoff betrieben werden.

Wegen der anlagenbedingten und verfahrenstechnischen Anforderungen sind diese Zündfeuerungssysteme in der Regel so ausgelegt, daß sie über die Zündung des Hauptbrenners hinaus zur temperaturgradient geführten Kessel- und Feuerraum-Vorwärmung und als Stützfeuerung zur Stabilisierung des Hauptbrenners dienen können.

Da die Anforderungen an Einsatz und Betrieb der Kraftwerksflotte bezüglich Lastregelgeschwindigkeit, Kleinlastverhalten und die Kosten für die Bereitstellung von elektrischer Energie stetig zunehmen, stehen zunehmend Lösungen im Fokus, die den Leistungsregelbereich und die Vielfalt von Feuerungssystemen neuerrichteter und auch bereits bestehender Kraftwerke erweitern.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Deshalb arbeiten viele Hersteller an der Entwicklung von Brenner- und Brennstoffsystemen, die mit nur einem, dem Hauptbrennstoff, auskommen und einen solchen Leistungsregelbereich abdecken, daß sie auch zur Vorwärmung und im stabilen Kleinlastbetrieb eingesetzt werden können.
In diesem Fall ist es ein unverhältnismäßiger Aufwand, eigens für die Zündung zusätzliche Infrastruktur für den Zündbrennstoff (Öl oder Gas) vorzuhalten. Die Verwendung eines rein elektrischen Zündsystems stellt dann eine vorteilhafte Alternative dar.
In diesem Beitrag werden Erfahrungen mit einem Mikrowellen-Plasma-Zündsystem im Leistungsbereich 1 kW und 3 kW vorgestellt sowie die Potenziale der Mikrowellen-Plasma-Zündsysteme im Allgemeinen diskutiert.

1. Motivation

Plasma-Zündsysteme werden im Allgemeinen so eingesetzt, dass sie im Inneren eines kaskadierten Staubbrenners einen Teilstrom des zugeführten Hauptbrennstoffes zünden. In einem alternativen Ansatz werden bei Staubbrennern die Führung und die Kohlebeladung des Brennstoff- / Traggasvolumenstroms so modifiziert, dass ein Teilstrom des Hauptbrennstoffes durch eine Zündlanze gezündet werden kann.
Die realisierte Zündleistung von 1 kW und 3 kW aus mirowellenbetriebenen Plasma-Zündsystemen ist im Vergleich zum Stand der Technik in Bezug auf die Verwendung von brennstoffbetriebenen Zündfeuerungssystemen an Staubbrennersystemen um Größenordnungen kleiner, liefert jedoch entsprechend um Größenordnungen höhere Zündenergiepotentiale (hohe Energiedichte im Plasmavolumen). Aufgrund optimierter konstruktiver Ausführung der für die Plasmaformung maßgeblichen Teile und eines verlustarmen Mikrowellenhandlings kann ein großes Plasmavolumen aus
1 kW oder 3 kW Mikrowellenleistung generiert werden.
Dass die notwendige Zündleistung für Staubbrenner von elektrisch erzeugten Plasmen aufgebracht wird, ist Stand der Technik. Bisher werden hierfür überwiegend die bereits verfügbaren Hochstrom-Plasmaquellen verwendet. Hierbei müssen die bekannten Nachteile dieser Art der Plasmaerzeugung, wie geringer Wirkungsgrad, kostenintensive Infrastruktur sowie hoher Kühlwasser- und Elektrodenverbrauch akzeptiert werden.
Der Schwerpunkt früherer Untersuchungen und Tests lag auf der Frage der grundsätzlichen Machbarkeit, auf der Bestimmung der Mindestzündenergie und der notwendigen Platzierung des Mikrowellen-Plasma-Zündsystems im Brennstoffsstrom für verschiedene Brennstoffe und auf der Maximierung des Plasmavolumens.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Dass ein Mikrowellen-Plasma-Zündsystem die genannten Anforderungen im Anlagenbetrieb erfüllt, wurde durch die Realisierung einer neuartigen Zünd- und Stützfeuerung auf der Basis von Trockenbraunkohle an einem Kessel des 500-MW-Blockes F im Kraftwerkes Jänschwalde nachgewiesen. Bei dieser Anwendung konnte eine Zündzuverlässigkeit der Trockenbraunkohlebrenner zwischen 85 bis 90% bezogen auf die Zahl der erfolgreichen Brennerstarts erzielt werden [1].

Die neueren Untersuchungen unter Laborbedingungen befassen sich mit dem Standzeitverhalten der Lanzenspitzen, zum einen auf die Anzahl der möglichen Zündungen sowie die Erhöhung der Wartungsfreundlichkeit für einen Wechsel der Lanzenspitze bei laufendem Kesselbetrieb und zum anderen durch die Variation der Umgebungstemperatur im Lanzenspitzennahbereich. Eine weitere Zielsetzung ist die Entwicklung eines Verfahrens, das die direkte Erkennung der Plasmabildung und des Plasmazustands erlaubt. Damit könnte die momentane Methode der Erfassung der elektrischen Größen zur Plasmageneration zur Überprüfung der Plasmagüte abgelöst werden.

2. Systembeschreibung 1 kW und 3 kW Mikrowellen-Plasma-Zündsystem

Anders als bei Hochstrom-Plasmaquellen bildet sich das Plasma beim Mikrowellen- Plasma-Zündsystem nicht zwischen zwei Elektroden, sondern freistehend an der Lanzenspitze, siehe Bild 1.

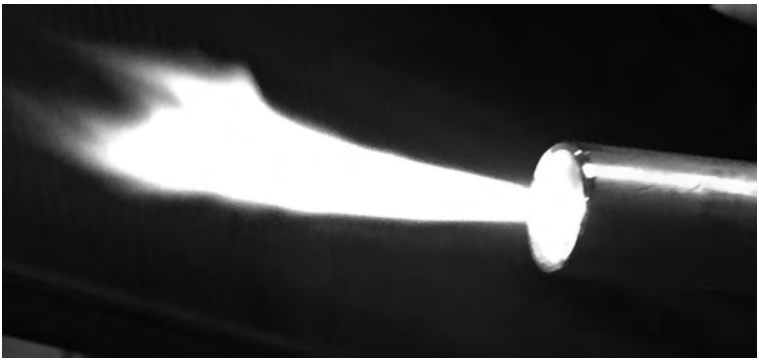


Bild 1: Freistehendes Plasma an der Lanzenspitze

Das Plasma wird durch eine elektrische Entladung in einem beliebigen Prozessgas als ein Atmosphärendruckplasma betrieben. Zur Zündung und zum Unterhalt des Plasmas wird ausschließlich elektrische Energie und lediglich ein Prozessgas (z.B. Luft) aber kein

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Brennstoff benötigt. Bei Mikrowellen-Plasma-Zündsystemen kann zum einen eine beliebig einstellbare Zünddauer und eine frei wählbare Zündanzahlfolge realisiert werden. Zum anderen zeichnet sich das Mikrowellen- Plasma-Zündsystem aufgrund seiner Geometrie durch eine hervorragende Brennstoffstromzugänglichkeit aus.
Im Plasmavolumen werden Temperaturen > 3000 °C erreicht, siehe Bild 2, die höher sind als die der meisten bekannten Verbrennungsreaktionen. Somit können initial nahezu alle exothermen Verbrennungsreaktionen aktiviert werden.

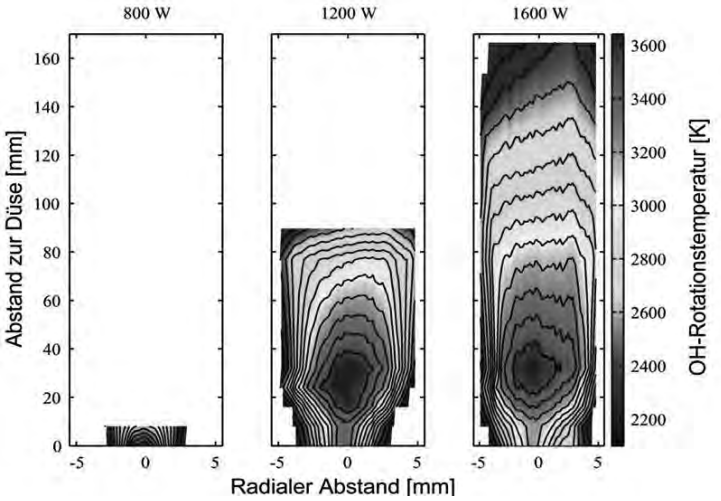


Bild 2: Temperaturprofil Mikrowellen Plasma [2]

Das 1 kW Mikrowellen-Plasma-Zündsystem wurde besonders für die Verwendung an Prozessfeuerungen bzw. für Brenner- bzw. Brenneranfahrleistungen kleiner ~ 20 MW_{th} entwickelt.
Mikrowellen-Plasma-Zündsysteme zeichnen sich aus durch einen hohen Wirkungsgrad, eine preisgünstige Infrastruktur, einen geringen Kühlwasserverbrauch und annähernd keinem Materialverbrauch im Bereich der Plasmaerzeugung (Elektrode).

3. Aufbau Mikrowellen-Plasma-Zündsystem

Das Mikrowellen-Plasma-Zündsystem (1 kW und 3 kW) besteht aus vier Hauptkomponenten: Der Versorgungseinheit, der Versorgungsleitung, dem Lanzenkopf und der Plasmalanze, siehe Abbildung 3.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

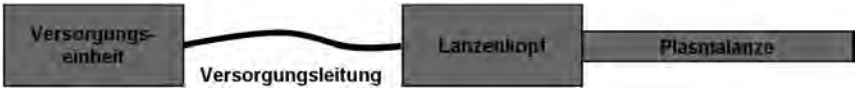


Bild. 3: Prinzipieller Aufbau des Mikrowellen-Plasma-Zündsystems

Die **Versorgungseinheit** enthält ein Netzteil für das Magnetron (Mikrowellengenerator), die Steuerung und die Komponenten zur Kontrolle der benötigten Medien. Sie ist über eine flexible **Versorgungsleitung** mit dem Lanzenkopf verbunden.

Der **Lanzenkopf** enthält das Magnetron zur Erzeugung von Mikrowellen hoher Leistung, sowie den Zündtransformator zur Erzeugung eines Zündfunkens für die Initialzündung des Plasmas in der Plasmalanze. Das Magnetron ist als Energiequelle durch seine kleine und einfache Bauart wie auch durch seinen robusten Aufbau bestens für den Einsatz im industriellen Umfeld geeignet. Besonders für das 1 kW Mikrowellen-Plasma-Zündsystem stellt das Magnetron wegen seiner hohen Verbreitung (Food-Industrie) eine preiswerte Energiequelle dar.

Die **Plasmalanze** stellt die koaxiale Verbindung bestehend aus dem Außen- und Innenleiter zwischen Lanzenkopf und Lanzenspitze dar. Die Länge der Plasmalanze läßt sich entsprechend den Erfordernissen der Anwendung verändern.

Die wesentlichen technischen Daten des 1 kW und 3 kW Mikrowellen-Plasma-Zündsystems zeigt die folgende Tabelle.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 1: Technische Daten 1 kW und 3 kW Mikrowellen Plasma-Zündsystem

1 kW Plasma-Zündsystem	**3 kW Plasma-Zündsystem**
Mikrowellen-Leistung: 1 kW	**Mikrowellen-Leistung: 3 kW**
Plasma-Strahl-Länge: ca. 130 mm	**Plasma-Strahl-Länge: ca. 150 mm**
Plasma-Temperatur: ca. 3500 °C	**Plasma-Temperatur: ca. 3500 °C**
Plasmalanze	***Plasmalanze***
Durchmesser: 28 mm	Durchmesser: 35 mm
Max. Länge: 4 m bis 5 m	Max. Länge: 5 m bis 6 m
Lanzenkopf	***Lanzenkopf***
Kühlwasser: 3 l/min @ 2-4 bar(ü) & 20-25 °C	Kühlwasser von Versorgungseinheit
Prozessgas: 100-160 l/min @ 4 bar(ü) & d 55 °C	Prozessgas von Versorgungseinheit
Gewicht: ca. 10 kg	Gewicht: ca. 20 kg
Versorgungsleitung	***Versorgungsleitung***
Durchmesser: ¾“	Durchmesser: 1“
Steckverbindung	Feste Verbindung
Versorgungseinheit	***Versorgungseinheit***
Elektrischer Anschluss	Elektrischer Anschluss
inkl. Schaltschrankkühlung: 230 V / 4 kW	inkl. Schaltschrankkühlung: 400 V / 7 kW
	Kühlwasser: 7 l/min @ 2-4 bar(ü) & 20-25 °C
	Prozessgas: 120-180 l/min @ 4 bar(ü) & d 55 °C

4. Weiterentwicklung der Lanzenspitze

Nach den Erfahrungen im Anwendungsfall bei den Lanzenspitzen der ersten Generation zeigen sich Abbrand und Empfindlichkeiten vor allem beim Zünden des Plasmas. Der initiale Zündfunke wird bei der Lanzenspitze der ersten Generation zwischen Innenleiterspitze und der Zündkante am Außenleiterende gebildet. Dies wird dadurch erreicht, dass auf das Ende des Außenleiters und des Außenrohres ein Endstück aufgesteckt wird. Dieses verjüngt den Außenleiterquerschnitt so, dass der initiale Zündfunke an der schmalsten Stelle zwischen den Kanten des Außenleiters und der Innenleiterspitze gebildet wird.

Diese Konstruktion erlaubt zwar ein sicheres Zünden von über 6.000 nachgewiesenen Plasmazündungen, sie hat aber zwei entscheidende Nachteile. Zum einen ist die Entstehung des initialen Zündfunkens aufgrund von Abbrand, Verschmutzung und Abnutzung der Zündkanten an der Lanzenspitze verschleißanfällig, zum anderen ist die Mehrteiligkeit des Außenleiters und des Außenrohrs ein Nachteil für die Demotierbarkeit der Lanzenspitze im Falle einer Wartung bzw. des Austauschs.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Aufgrund dieser Erkenntnisse wurde ein neuer Aufbau der Lanzenspitze mit unveränderter Außengeometrie entwickelt. Die Neukonstruktion vermeidet die Mehrteiligkeit des Außenleiters und des Außenrohrs. Dies erleichtert das Demontieren der Lanzenspitze zur Wartung bzw. zum Austausch erheblich. Mit der modifizierten Form der Innenleiterspitze kann ein Zündfunken und eine Plasmaform und -größe erzeugt werden, die mit dem bestehenden Mikrowellen-Plasma-Zündsystem vergleichbar ist, siehe Abbildung 4.

Bild. 4: Plasma Lanzenspitze der zweiten Generation

Ein Erstmuster befindet sich seit Februar 2017 unter Kraftwerksbedingungen in einem entsprechenden Feuerungssystem im dauerhaften Probebetrieb.

4.1 Zündzuverlässigkeit der Lanzenspitzenkonfiguration

Die Zündzuverlässigkeit der Lanzenspitze der zweiten Generation wurde in einem Dauerversuch mit dem 3 kW Plasma-Zündsystem nachgewiesen. Dabei wurde wiederkehrend das Plasma gezündet, 15 s betrieben und dann für 45 s abgeschaltet.

Bei diesem Dauerversuch trat bei der 7.465. Zündung der erste Zündfehler durch Überschreitung der maximalen erwünschten Reflexion (Mikrowelle) von 30 % auf. Dies entspricht einer Zündausfallrate von < 0,02 %. Abbildung 5 zeigt den zeitlichen Verlauf über die Anzahl der erfolgreichen Zündungen. Aufgezeichnet wurde die Reflexion (blau, R [%]), die Kühlwassertemperatur des Magnetrons und des Netzteils (rot, T [°C]) sowie die Innentemperatur der Versorgungseinheit (gelb, Ta [°C]).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

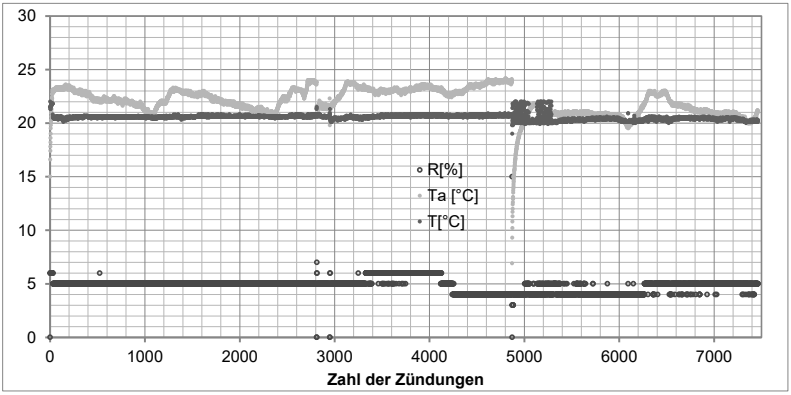


Bild. 5: 7.465 erfolgreiche Zündungen mit der Lanzenspitze der zweiten Generation

In Abbildung 6 ist der Verschleißzustand der Lanzenspitze am Außenleiter sowie dem Innenleiter dargestellt. In beiden Fällen sind die dunklen Verfärbungen und punktförmigen Aufschmelzungen durch den Zündlichtbogen zu erkennen. Die Verfärbung des Innenleiters reicht nur wenige Zentimeter über die eigentliche Spitze hinaus und deutet daher auf eine geringe thermische Belastung durch gute Kühlung- bzw. Wärmeabfuhreigenschaften der neu entwickelten Lanzenspitze hin.

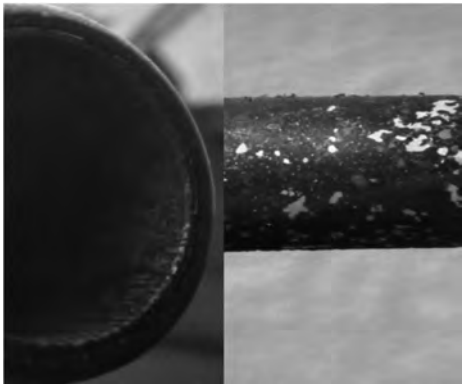


Bild 6: Verschleißzustand nach 7.465 Zündungen,
Außenleiter (links) und Innenleiter (rechts)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4.2 Standzeitverhalten der Lanzenspitze bei Plasma-Dauerbetrieb

Von besonderem Interesse für das Standzeitverhalten des Plasma-Zündsystems ist der rein luftgekühlte Dauerbetrieb der Lanzenspitze, insbesondere bei höheren Betriebstemperaturen im unmittelbaren Umfeld der Lanzenspitze. Das Plasma erwärmt diese über den Fußpunkt diese. In früheren Untersuchungen wurde ein Wärmeeintrag an der Innenleiterspitze von bis zu 200 W ermittelt. Je besser die Kühlung der Innleiterspitze durch den Strom des Prozessgasmediums gelingt, umso länger ist deren Standzeit.

Im ersten Schritt wurde ein Versuch zur Ermittlung der maximalen Betriebszeit im Dauerbetrieb bei Umgebungstemperaturen im Bereich von 20 - 50 °C durchgeführt. Die Volumenstrommenge und deren Verteilung auf Außenleiter und Innenleiter wurde für das Prozessgasmedium Luft für eine optimale Kühlung der Lanzenspitze eingestellt. Dabei kühlt der Luftstrom im Innenleiter die Innenleiterspitze und ist für die optimale Ausprägung des Plasmas ausschlaggebend. Der Luftstrom im Zwischenbereich von Außenleiter und Innenleiter kühlt den Innenleiter von außen und den Außenleiter von innen.

Das Plasma wurde in einer Betriebsschleife betrieben, die aus Plasmazündung, 15 min. Dauerbetrieb, Abschalten und Datenerfassungsphase von 5 s besteht. Dadurch kann nicht nur eine Aussage zur absoluten Standzeit für einen Dauerbetrieb des Plasma getroffen werden sondern auch zur Zündzuverlässigkeit bzw. zur Rückzündbarkeit bei steigender Betriebszeit. Die Abkühlung der Lanzenspitze wurde während der 5 s Abschalt- und Datenerfassungsphase für vernachlässigbar klein eingestuft.

Aus Abbildung 7 ist der Verlauf des Dauerbetriebsversuchs zu entnehmen. Aufgezeichnet wurde die Reflexion (blau, R [%]), die Kühlwassertemperatur des Magnetrons und des Netzteils (rot, T [°C]) sowie die Innentemperatur der Versorgungseinheit (gelb, Ta [°C]).

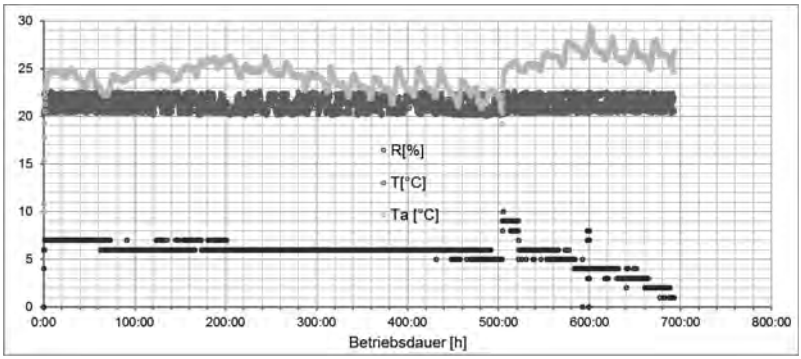


Bild 7: 693 h Dauerbetriebsstunden des 3 kW Mikrowellen Plasma-Zündsystems

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bei diesem Versuch konnte unter Laborbedingungen ein Dauerbetrieb von 693 h erreicht werden. Die Änderung der Reflexionswerte kündigt ab ca. 600 h den Verschleiß der Lanzenspitze an. Die ursprüngliche Plasmaform nach 48 h zeigt keine Degeneration, siehe Abbildung 8 links, sondern erst die Plasmaform nach 680 h kurz vor dem ersten Zündversagen, siehe Abbildung 8 rechts, zeigt eine deutliche Degeneration, die auf Abbrand an der Innenleiterspitze zurückzuführen ist.

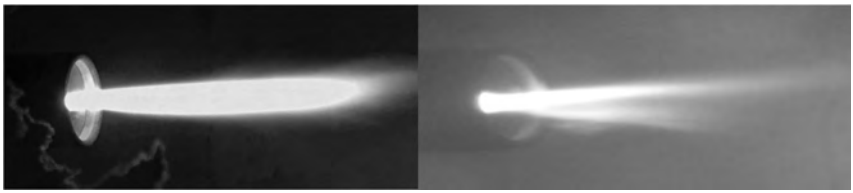


Bild 8: Dauerbetriebstest: Plasmaform bei 48 h (links) und bei 680 h (rechts)

Bild 9 zeigt den Innenleiterspitzenabbrand. Die ursprüngliche Spitze ist abgebrannt, übrig bleibt eine Kuhle. Der Abbrand bewirkt eine Inhomogenität im Luftstrom und damit in der Plasmaform, welche sich in den zwei Plasmafahnen in Abbildung 8 rechts andeutet. Weiterer und deutlicherer Abbrand als an der Innenleiterspitze konnte bisher nicht beobachtet werden. Es gibt aber auch keine thermisch höher belasteten Komponenten an der Lanzenspitze. Um eine weitere Verlängerung der Standzeit zu erzielen, konzentrieren sich die zukünftigen Untersuchungen auf die Optimierung der Kühleigenschaften der Innenleiterspitze.

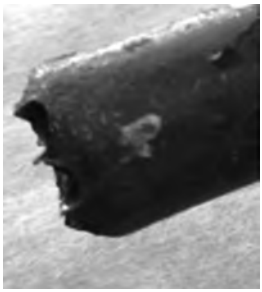


Bild 9: Abbrand Innenleiterspitze

Zur Beurteilung der Übertragbarkeit der erarbeiteten Erkenntnisse über das Standzeitverhalten unter Testbedingungen auf reale Anforderungen in Feuerungssystemen wurde ein weiterer Versuch mit einer kühlungsoptimierten Innenleiterspitzengeometrie der zweiten Generation bei Umgebungstemperaturen von 450 °C mit unveränderter Aufteilung der Luftströme wie beim vorherigen Versuch durchgeführt. Hier konnte eine Standzeit bei Dauerbetrieb des Plasmas von 590 h erreicht werden.

4.3 Zusammenfassung der Ergebnisse aus den Untersuchungen

Mit der entwickelten Lanzenspitze der zweiten Generation kann ein vergleichbares Plasma wie mit der Lanzenspitze der ersten Generation erzeugt werden. Mit rund 7.500 erfolgreichen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Plasmazündvorgängen in Folge konnte eine hohe Zündzuverlässigkeit nachgewiesen werden. Mit einer Standzeit von rund 600 h bis 700 h Betriebsstunden bei Plasma-Dauerbetrieb und der hohen Zündzuverlässigkeit liegt das Mikrowellen-Plasma-Zündsystem über den Möglichkeiten vergleichbarer Systeme. Die Untersuchungen zeigen, dass weiteres Potenzial zur Verlängerung der Standzeit vorhanden ist.

5. Überwachung des Plasmas mittels Akustik

Elektrisch betriebene Plasmen bilden erheblich heißere Flammen oder Lichtbögen als konventionelle Zündfeuerungssysteme. Im Vergleich zur Flamme einer Verbrennung ist die räumliche und thermische Ausdehnung eines Plasmas oder Lichtbogens kleiner. Der hohe Energiedichte des Plasmas auf verschiebt die Emission des Lichts in den blauen Spektralbereich und macht die Erkennung mit konventionellen optischen Flammenwächtern aufwendig und teuer.

Mit der Erfassung der rein elektrischen Größen zur Plasmageneration kann zwar festgestellt werden, dass elektrische Leistung verbraucht wird, nicht jedoch, ob sie zur Erzeugung eines Plasmas bzw. eines Plasmas an der gewünschten Position verbraucht worden ist. Weiterhin scheiden die Methoden zur Erfassung des Plasmazustands über eine Ionisation oder der Plasmatemperatur über Messfühler aufgrund der hohen Temperaturen aus.

Deshalb wurden Überlegungen für eine berührungslose akustische Plasmaüberwachung gestartet. Diesen liegt die Erkenntnis zugrunde, dass die rasche Expansion des im Plasma aufgeheizten Gases Schall erzeugt. Durch Aufprägung von akustischen Frequenzen bei der Energieversorgung des Magnetrons bildet das Plasma, und nur das Plasma, den Schallerzeuger für diese Frequenzen. Dieser Schall ist dann wiederum mit Mikrofonen als Luft- und Köperschall einfach zu detektieren.

Durch den Empfang dieses Schalls kann das Vorhandensein oder das Nichtvorhandensein des Plasmas direkt abgeleitet werden. Dies kann auch dazu genutzt werden, den Zustand eines Plasmas zu erfassen. Da der Schall an das Plasma selbst gebunden ist, kann die Schallemission zum Nachweis des Plasmazustands verwertet werden. Die Eigenschaften der Schallemission sind an die Form des Plasmas gekoppelt und können deshalb auch zur Beurteilung der Plasmaformen verwendet werden [3].

Diese direkte Überwachung kann benutzt werden um die Brennstoffzufuhr des zu zündenden Brenners zu regeln. Eine Brennstoffzufuhr ist nach Stand der Technik nur zulässig, wenn die Zündeinrichtung überwacht in Betrieb ist. Dies könnte mit dieser Technologie zukünftig gewährleistet werden. Erste Untersuchungen im Labor sind für Ende 2017 geplant.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

6. Zusammenfassung und Ausblick

Flexibilisierung von Stromerzeugungseinheiten sowie erhöhte Anforderungen an Prozessanlagen im Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit erfordern ein Umdenken in der Betriebsweise bzw. den Einsatz von alternativen Systemen mit denen ein flexibler Anlagenbetrieb realisiert werden kann. Dies kann durch effizienten Einsatz von nur einem Brennstoff realisiert werden.

Das Mikrowellen-Plasma-Zündsystem ist hierbei eine innovative Technologie, die einen Beitrag leisten kann für Konzepte im Bereich der effizienten Erzeugung von Energie und Steigerung der Flexibilität. Aufgrund der aufgezeigten gesammelten Erfahrungen mit diesem alternativen Zündsystem können die genannten Ziele wesentlich verbessert werden.

Mit einer Standzeit von 600 bis 700 Plasma-Dauerbetriebsstunden und der hohen Zündzuverlässigkeit von über 7.000 erfolgreichen Zündungen liegt das Mikrowellen-Plasma-Zündsystem über den Möglichkeiten vergleichbarer Systeme.

Die kraftwerkstaugliche Umsetzung bei einer neuartigen Zünd- und Stützfeuerung auf der Basis von Trockenbraunkohle an einem Kessel des 500-MW-Blockes F im Kraftwerks Jänschwalde mit einer Zündzuverlässigkeit der Trockenbraun-kohlebrennern zwischen 85 bis 90 % bezogen auf erfolgreiche Brennerstarts [1] zeigt ebenfalls das Potenzial dieser Technologie.

Weitere Vorteile gegenüber dem Hochstrom-Plasam sind die geringen Kosten für die Infrastruktur, geringer Kühlmedienverbrauch und der deutlich höhere Wirkungsgrad sowie Wartungsfreundlichkeit.

Zur Weiterentwicklung der vorhandenen Mikrowellen-Plasma-Zündsysteme ist eine enge Zusammenarbeit mit den zukünftigen Anwendern nötig, z.B. Feldtests, die einen direkten Transfer von Untersuchungsergebnissen in konkreten Anwendungen ermöglichen. Die direkte Überwachung des Plasmas mittels Akustik ist ein weiteres Entwicklungspotenzial dieser Technologie.

7. Quellen

[1] VGB PowerTech 7/2016: Erfolgreiche Installation und Inbetriebnahme einer Zünd- und Stützfeuerung mittels Trockenbraunkohle mit Plasmazündung, Dipl.-Ing. Günter Heimann, - Vattenfall AG -

[2] Diplomarbeit 09/2005: Ortsaugelöste spektroskopische Untersuchungen an einem mikrowellenerzeugten Plasma, Joachim Happold - Universität Stuttgart, Institut für Plasmaforschung -

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[3] Patenanmeldung 09/2013: Vorrichtung und Verfahren zur Überwachung eines Plasmabrenners, Dokumenten Referenz-Nr.: 2013091812085900DE, Anmelder: Firma Hegwein GmbH, Am Boschwerk 7, 70469 Stuttgart

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Auswirkungen lastflexibler Fahrweise auf Ascheansätze bei der Kohlenstaubfeuerung

M.Sc. **M. Dohrn**, Priv.-Doz. Dr. **M. Müller**,
Institut für Energie- und Klimaforschung (IEK-2), Forschungszentrum Jülich GmbH

Kurzfassung

Im Rahmen des Projekts VerSi – „Vorhersage von Heizflächenverschmutzungen mittels thermochemischer und CFD-Simulation“ wurden fünf weltweit marktrelevante Steinkohlen analysiert und systematisch auf ihre Lastwechselverhalten untersucht.

Auf Basis der Stoffdaten aus Immediat- und Elementaranalyse sowie ICP-OES zur Elementbestimmung und Röntgendiffraktometrie zur mineralogischen Beurteilung wurden die Kohlen klassifiziert. Die benötigte stoffliche und mineralogische Diversität der Kohlen wurde mit den Verfahren bestätigt und spiegelt sich ebenfalls bei der Beurteilung des Lastwechselverhaltens wider. Dabei wurden den durchweg alumosilikatischen Steinkohlen jeweils die Minerale zugeordnet, die sie von den anderen Kohlen von Vorkommen und Menge abgrenzen.

Um das Lastwechselverhalten zu beurteilen, wurden die Kohlen bei 450 °C verascht und anschließend zu Presslingen geformt. Diese wurden bei vier verschieden häufig zyklisch wechselnden Temperaturen von 600 bis 950 °C unter synthetischer Rauchgasatmosphäre ausgelagert, wobei alle Proben insgesamt die gleiche integrierte Temperatur durchliefen. Dichte- und Gewichtsänderungen wurden bestimmt. Zudem wurden alle Proben nach dem Versuch mittels Druckfestigkeitstest auf ihren Grad der Versinterung überprüft und erneut mineralogisch qualitativ analysiert. Des Weiteren wurden Haltezeitversuche durchgeführt, die das Verhalten der Proben bei konstanten Bedingungen von 600-950 °C für je 16 und 72 Stunden aufzeigen. Zusätzliche Versuche mit dem Erhitzungsmikroskop bei Standardbedingungen und mit Haltezeit dienten zur Verifikation der Ergebnisse.

Die Ergebnisse erlauben die Aussage, dass die Lastwechsel zu einem nennenswerten Faktor bei der Betrachtung des Sinterverhaltens der Kohlen werden. Je nach stofflicher- und Mineralzusammensetzung können verfestigende und lockernde Reaktionen auftreten, die eindeutig den Lastwechseln zuzuordnen sind. Gänzlich unbetroffen bleiben Kohlen, deren Auswertung im Erhitzungsmikroskop nahelegen, dass im getesteten Temperaturbereich keinerlei Schrumpfung stattfindet. Die höchste Temperatur, der eine Probe während der Versuche ausgesetzt war, bleibt dennoch der entscheidende Faktor bei der Verfestigung.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Einleitung

Seit der Einführung des Erneuerbaren-Energien-Gesetzes (EEG) in Deutschland im Jahr 2000 [1], welches die bevorzugte Einspeisung erneuerbarer Energien in die Stromnetze regelt, müssen Kraftwerksbetreiber immer häufiger in Teillast fahren, um eine Überproduktion an Strom zu vermeiden. Der häufige Wechsel zwischen Teillast- und Volllastbetrieb führt dazu, dass viele Komponenten im Kessel stärker beansprucht werden. Dazu gehören die Überhitzer und Zwischenüberhitzer, die Kesselwand, die Rauchgasentschwefelung sowie die Pumpen, Nebenaggregate und weitere Teile [2, 3]. Neben dem höheren Verschleiß sind weitere Probleme die geringere Effizienz bei Niedriglast, die erhöhten Brennstoffkosten durch häufigeres Aufheizen, Schwierigkeiten die Rauchgaschemie zu kontrollieren und mögliche Katalysatorverschmutzungen [4, 5]. Es gibt bereits Arbeiten, die sich mit dem Problem der veränderten Rauchgaschemie und der schlechten Effizienz auseinandersetzen [6], jedoch wurde bisher kaum untersucht, wie sich Ansätze im Kessel bei veränderlicher Last verhalten. Lediglich Hurley et al. haben in ihrem Projekt eine Kohle bei unterschiedlicher Last im Kraftwerk untersucht und dabei festgestellt, dass sich die Ansätze durch die Zyklierung eher selbst abreinigen [7]. Dennoch konnten sie bei dieser Kohle ein Wachstum einer Glasschicht an den Rohren über die Zeit und die Zyklierungen beobachten. Auch Viswanathan et al. sprechen generell von verringerten Ansätzen dank geringerer Temperaturen und häufigeren Abplatzungen, erwähnen jedoch Erfahrungswerte, die erhöhte Verschlackung durch Zyklierung spezieller Kohlen belegen [2].

Im Rahmen des Projekts VerSi – „Vorhersage von Heizflächenverschmutzungen mittels thermochemischer und CFD-Simulation“ soll die systematische Untersuchung der Auswirkungen der Lastflexibilität auf Ansätze im Kessel durchgeführt werden. Dazu wurden fünf Steinkohlen ausgewählt, dessen Aschezusammensetzung möglichst variiert und dessen ökonomische Relevanz auf dem Weltmarkt besonders hoch ist.

Die Bewertung von Ansätzen und die Entstehung solcher ist bereits von vielen Arbeitsgruppen beschrieben worden und wurde von Bryers größtenteils zusammengefasst [8]. Generell wird zwischen Verschmutzungen, Versinterungen und Verschlackungen unterschieden, wobei in dieser Reihenfolge die relative Nähe einzelner Partikel zueinander und deren Überlagerung zunimmt, bis sie sich makroskopisch homogenisieren und damit der Schlacke zuzuordnen sind. Verschlackungen im Kessel bilden sich irreversibel und sollten in jedem Fall vermieden werden. Sie reagieren wenig bis gar nicht mit der Rauchgasatmosphäre und können höchstens durch zu hohes Eigengewicht von den Bauteilen im Kessel abbrechen. Um präventiv einzugreifen, ist es deshalb notwendig zu wissen, wie,

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

wann und wodurch sich die Verschmutzungen und Versinterungen sowie deren Übergänge bilden, und welche Auswirkungen wechselnde Lasten auf die beiden Ansatztypen haben.
Es gibt verschiedene Methoden, um den Grad der Versinterung zu beurteilen. Dazu gehören die Dilatometrie [9, 10], die Bestimmung der thermischen Leitfähigkeit [9], das Pressure-Drop-Verfahren [9], die Bestimmung des elektrischen Widerstands [11-13] und der elektrischen Leitfähigkeit [10, 12, 14] sowie die Druckfestigkeitsmessung [15, 16]. Letztere wurde bereits von vielen Autoren eingesetzt und ist bisher nicht normiert worden. Dennoch ist sie besonders vielversprechend, da die Probenhärte, und damit die Stärke und Anzahl der untereinander verbundenen Partikel, als Bewertungsgrundlage genutzt wird. Diese physikalische Größe hängt von einigen Faktoren ab. Festigkeitserhöhend wirken sich, neben einer Temperaturerhöhung, eine längere Auslagerungszeit [15] und ein steigender Alkaligehalt [7, 11, 15, 17, 18] sowie der Schwefel- bzw. Calciumsulfatgehalt [7, 11, 15, 19], der Ascheanteil [18], die Flammentemperatur [18] und reduzierende Atmosphäre [20] aus. Dagegen wirken Mineralzersetzungen [21, 22] und der damit verbundene Porenaufbau sowie verschiedene Additive [15, 23] und Kristallisation [20, 24-26] festigkeitsverringernd, wobei letztere stark von dem sich neu gebildeten Mineral abhängt [27].
Um einen geeigneten Temperaturbereich für die Methodik zu erarbeiten und um die Ergebnisse zu verifizieren, eignet sich die optische Analyse mit dem Erhitzungsmikroskop. Dieses Messverfahren ist eigentlich für die Bewertung des Ascheschmelzverhaltens normiert worden [28]. Diverse Modifikationen an diesem Verfahren, die von Gupta et al. zusammengefasst wurden [13], lassen jedoch eine gewisse Extrapolation auf erste Versinterungen zu.

2. Methoden

Für die Versuche wurden eine kolumbianische (Calentur), eine südafrikanische (Kleinkopje), eine polnische, eine russische und eine US-amerikanische Steinkohle untersucht. Dessen Elementaranalysen sind in Tabelle 1 dargestellt. Aus allen Kohlen wurden Laboraschen bei 450, 815 und 1000 °C bei 72 Stunden unter Luftzufuhr hergestellt. Die resultierenden Aschen wurden per ICP-OES auf ihre Hauptelemente untersucht (Tabelle 2). Wie üblich für Steinkohleaschen [8], bilden die drei Oxide SiO_2, Al_2O_3 und Fe_2O_3 in dieser Reihenfolge das Grundgerüst aller untersuchten Kohleaschen. Unterschiede fanden sich in dem Alkali-, Eisen- und Calciumgehalt. Darüber hinaus wurden die Mineralzusammensetzungen aller Aschen im Röntgendiffraktometer (XRD) qualitativ und quantitativ analysiert.
Für die Experimente zum Lastwechselverhalten wurden aus der 450°C-Asche Presslinge mit einem Durchmesser von 8 mm bei 8 kN ohne Bindemittel hergestellt. Sie wurden in

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Korundschiffchen platziert und diese in einem Vierrohrofen positioniert, dessen Rohre von einer zentralen Mischkugel aus mit befeuchtetem (4 Vol.-% H_2O) Rauchgas mit der Zusammensetzung von 79 % N_2, 14 % CO_2, 6 % O_2 und 1 % SO_2 durchflutet wurden. Der genaue Aufbaue der Anlage wird in Bild 1 deutlich.

Tabelle 1: Elementanalyse (trocken, aschefrei) mit Asche, Wasser- und Chlorgehalt aller Steinkohlen [Gew.-%]

Kohle	**C**	**H**	**S**	**O**	**N**	**Asche**	**Wasser**	**Cl**
Kolumbien	77,16	5,47	0,92	15,07	1,39	6,70	0,39	0,01
Süd Afrika	83,63	4,78	1,70	8,18	1,70	19,23	2,75	0,11
Polen	85,44	5,30	0,53	7,58	1,14	9,05	2,00	0,01
Russland	74,51	5,85	0,40	16,82	2,41	18,17	1,60	0,05
USA	83,69	5,67	2,95	6,17	1,52	8,43	2,93	0,28

Tabelle 2: Oxidanalysen aller 450°C-Aschen aus der ICP-OES [Gew.-%]

Kohle	**Na_2O**	**K_2O**	**CaO**	**MgO**	**Fe_2O_3**	**Al_2O_3**	**SiO_2**	**TiO_2**	**SO_3**	**P_2O_5**
Kolumbien	0,9	1,6	2,2	1,0	11,3	21,1	59,8	0,9	0,9	0,2
Süd Afrika	0,1	0,6	7,6	1,4	12,3	24,2	49,3	1,4	1,4	1,6
Polen	1,0	2,4	6,4	3,9	8,2	25,8	49,1	1,1	1,4	0,7
Russland	1,2	3,1	3,6	1,9	5,0	21,0	61,9	0,9	0,9	0,5
USA	0,9	2,4	3,9	0,9	16,4	20,2	52,8	1,1	1,4	0,1

Um lastflexible Bedingungen nachzustellen, wurden vier unterschiedlich häufig angefahrene Temperaturen von 600 auf 950 °C genutzt, wobei alle Profile die gleiche integrierte Temperatur durchlaufen. Die Temperaturprofile sind in Abbildung 2 dargestellt. Da die Haltezeit bei der höchsten Temperatur ein entscheidender Faktor für die Versinterung ist, wurden zusätzliche Messungen vorgenommen, die bei konstanten Temperaturen (600, 700, 850 und 950 °C) lagen und mit Haltezeiten von 16 und 72 Stunden gefahren wurden. Um eine ausreichend statistische Verteilung für jede Probe zu erreichen [17], wurde jede Probe, für jeden Herstellungspressdruck und jedes Temperaturprofil dreifach gefertigt.

Vor und nach den Messungen im Vierrohrofen wurden die Proben ausgemessen und gewogen und so ihre Gewichts- und Dichteänderungen bestimmt. Zusätzlich wurde von allen ausgelagerten Proben die Druckfestigkeit bestimmt. Über einen Druckaufnehmer wurde bei einer Startlast von 100 N und konstantem Weg von 0,5 mm/min über 1 mm Wegstrecke die Maximallast bestimmt. Darüber hinaus wurden Proben im Rasterelektronenmikroskop auf

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

ihre Mikrostruktur und per EDX auf ihre Elementverteilung untersucht. Zudem wurden weitere XRD-Aufnahmen angefertigt.

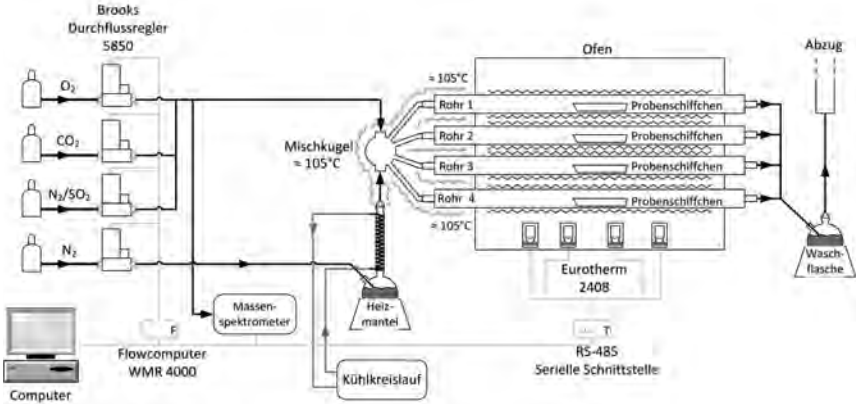


Bild 1: Schema des Versuchsaufbaus um den Vierrohrofen.

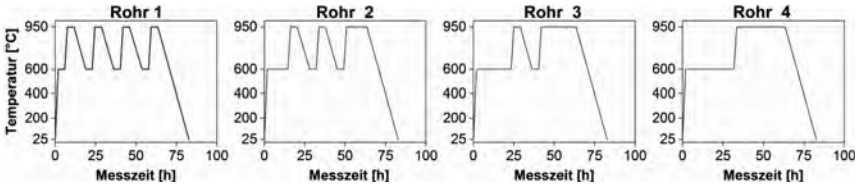


Bild 2: Temperaturprofile der lastflexiblen Versuche im Vierrohrofen.

3. Ergebnisse und Auswertung

Die Mineralphasenanalyse ergab qualitativ Ähnlichkeiten zwischen allen Proben. So bestehen die 450°C-Aschen hauptsächlich aus den Mineralen Quarz, Illit/Muskovit bzw. Montmorillonit, Hämatit, Anhydrit und Calcit. Dazu kommt der in diesen Aschen bereits röntgenamorphe Kaolinit [29, 30], der bei jeder Rohkohle eindeutig identifiziert werden konnte. So erklärt sich auch der sehr hohe röntgenamorphe Anteil in allen Proben, der sogar bei den 815°C-Aschen noch ansteigt. Die flexiblen Gitter der Schichtsilikate führen hier ähnlich dem Kaolinit ebenfalls zu einer Reflexverbreiterung bis hin zu röntgenamorphen Strukturen. Teilweise kommt es auch schon zu einer Rekristallisation zu Mullit, was durch den Kaolinit befördert wird [31].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

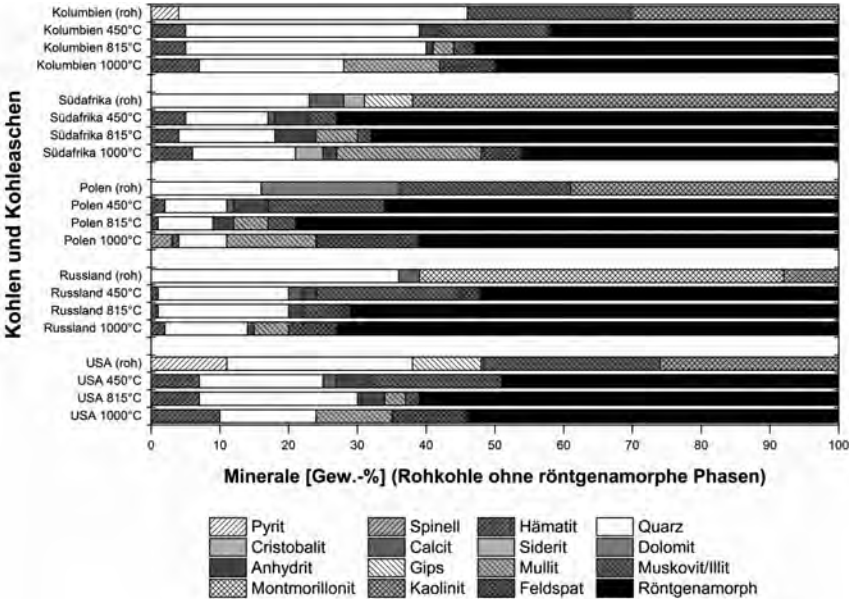


Bild 3: Mineralphasenanalyse mittels Röntgendiffraktometrie an allen Rohkohlen (semiquantitativ) und den jeweiligen Aschen (quantitativ).

In Abbildung 3 sind die Mineralphasenanalysen aller Rohkohlen und deren Aschen aufgetragen. Obwohl alle Kohlen sehr ähnliche Elementverteilungen gezeigt haben, war es möglich, sie mineralogisch zu differenzieren. So war die kolumbianische Kohle besonders quarzreich, wohingegen die südafrikanische Kohle besonders das Zweischichtsilikat Kaolinit enthielt, das in der Literatur auch als feuerfestes Mineral bezeichnet wird. Quarz bleibt im Verbrennungsprozess erhalten und wandelt sich auch bei Temperaturen von 1000 °C nicht in Tridymit um, weil dieser Prozess kinetisch gehemmt ist [32]. Daher war in allen Kohleaschen stets Quarz und nicht dessen Hochtemperaturmodifikation zu detektieren. Obwohl Kaolinit als feuerfest gilt, wandelt es sich, wie bereits erwähnt, oberhalb von 450 °C in röntgenamorphen Metakaolinit um, bis es bei einer Temperatur von ca. 980 °C in Al-Si-Spinell und Cristobalit zerfällt [33].

Bei der polnischen Kohle konnte besonders viel Dolomit, ein Calcium-Magnesiumcarbonat, nachgewiesen werden. Dies schien in der 450°C-Probe jedoch bereits sein Magnesium ausgelagert zu haben [34], da hier nur noch Calcit detektiert werden konnte. Dieses wird in Verbindung mit Eisen, Kaolinit und Quarz bereits weit unterhalb von 815 °C zersetzt und ist

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

demnach in den hochtemperierten Aschen nicht mehr vorhanden [35]. Die russische Rohkohle fiel durch ihren hohen Anteil an Schichtsilikaten auf, deren Rekristallisation zu Mullit bereits beschrieben wurde. Zuletzt zeichnet sich die US-amerikanische Steinkohle durch die quantitativ hohen Anteile an schwefelbeinhaltenden Mineralen aus. Das Eisensulid Pyrit zusammen mit dem wohl daraus sekundär gebildetem Calciumsulfat Gips reagiert direkt oder über Zwischenstufen zu Anhydrit und Hämatit [36].

Da oberhalb von 950 °C in Anwesenheit von Quarz und Kaolinit die Stabilität von Anhydrit stark abnimmt [7], kann freigewordenes Calciumoxid mit eben jenem Quarz und Kaolinit wahrscheinlich über Zwischenstufen zu Feldspat umgewandelt werden. Dieser ist zu unterschiedlichen Anteilen in allen 1000°C-Aschen detektiert worden.

Im Gegensatz zu den unter Luft getemperten Kohleaschen, wurden die Experimente im Vierrohrofen unter Rauchgasatmosphäre gefahren. Es war demnach zu erwarten, dass sich neben Zersetzungsreaktionen auch Spezies aus der Atmosphäre an den 450°C-Aschen anlagern konnten. Besonders gilt dies für CO_2 und SO_2, wobei anteilig SO_2 eine deutlich größere Rolle spielt. Dem liegt zugrunde, dass die meisten Sulfate gegenüber den Carbonaten thermodynamisch favorisiert werden. So ist zu erwarten, dass vorhandene Carbonate ihr CO_2 abgeben und es gegen Sulfat eintauschen [37]. Da solche Reaktionen das Probengewicht erhöhen, wurden alle Proben vor und nach der Messung gewogen. Die Einbindung von Wasser in die Probe wurde durch kontinuierliches Spülen der Rohre mit Stickstoff am Ende der Messung beim Unterschreiten von 200 °C unterbunden.

Aus Abbildung 4 wird deutlich, dass besonders bei tiefen Temperaturen ein Gewichtsanstieg zu messen war. Mit ansteigender Temperatur schwächt sich dieser Effekt ab, um ab 850 °C zu einem Gleichgewicht zwischen Einbindung und Freisetzung zu kommen. Die 950°C-Messung sowie die Messungen mit Lastwechsel scheinen ähnlichen oder den gleichen Prozessen zu folgen, da die Gewichtsänderung dieser Proben nah beieinander und alle unterhalb des Ursprungsgewichts liegen.

Verantwortlich für den massiven Gewichtszuwachs bei 600 °C ist die Sulfatisierung von Calcit und CaO-Komponenten. Rein rechnerisch ist der Gewichtszuwachs damit jedoch nicht zu erklären, so dass weitere Phasen carbonatisieren bzw. sulfatisieren mussten. In der anschließenden Mineralphasenanalyse konnten Alkali-Eisen-Sulfate detektiert werden. Diese sind bei höheren Temperaturen thermodynamisch nicht mehr stabil und erklären den verringerten Gewichtsanstieg bei 750 °C. Bei 950 °C zersetzt sich auch Calciumsulfat durch die zuvor bereits genannten Wechselwirkungen. Folglich findet bei dieser Temperatur keine Wechselwirkung mit der Atmosphäre mehr statt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

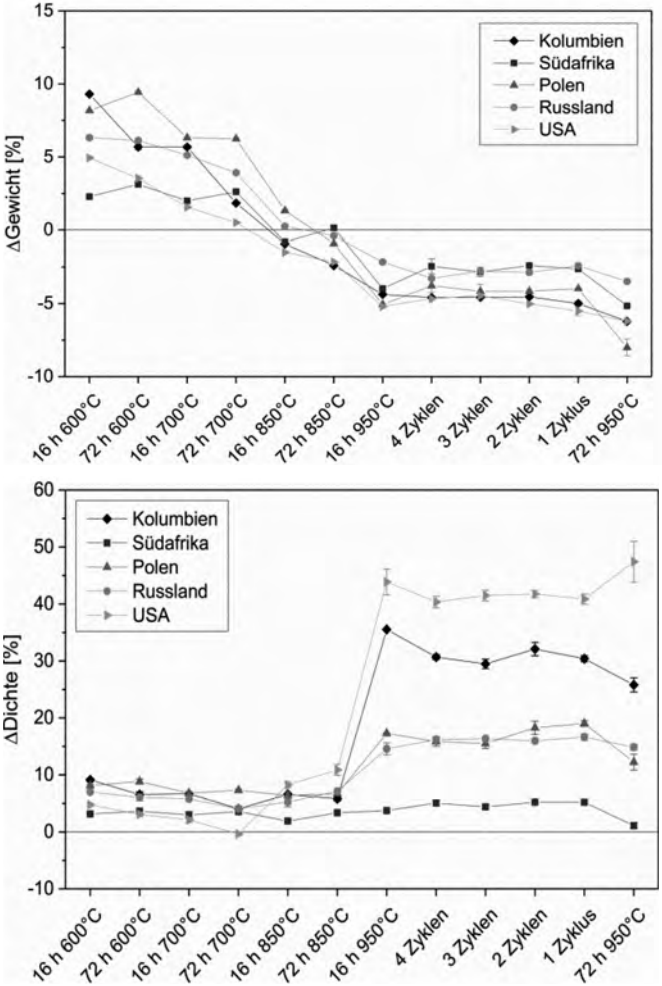


Bild 4: Oben: Auswertung der Gewichtsänderung inklusive Standardabweichung des Mittelwerts für jeden Messpunkt. Unten: Auswertung der Dichteänderung inklusive Standardabweichung des Mittelwerts für jeden Messpunkt.

Die zyklierten Proben liegen im Bereich der konstant bei 950 °C ausgelagerten Proben, da sich der letzte Temperaturschritt bei dieser Temperatur befand und vorhandene Sulfate sich größtenteils zersetzen konnten. Zudem befinden sich die Gewichtsänderungen eher im

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bereich der 16 h-Auslagerung bei 950 °C, was rein zeitlich gut mit den Haltezeiten der Lastwechselversuche korreliert.

Neben der Auswertung der Gewichtsänderung wurde ebenfalls die Dichteänderung aller Proben betrachtet (Abbildung 4), um Rückschlüsse auf den Grad der Versinterung zu erhalten. Hier konnte beobachtet werden, dass bis einschließlich 850 °C die Dichteänderungen hauptsächlich mit dem Gewichtszuwachs korrelieren. Die Proben durchliefen in dem Temperaturbereich keine signifikante Volumenänderung. Einzig die US-Kohle begann bereits bei 850 °C zu schrumpfen und erhöhte damit die Dichte der Probe. Dies ist durch den besonders hohen Anteil am Flussmittel Eisen [31] zu erklären. Ab 950 °C nehmen alle Kohleaschen außer der Südafrikanischen stark in der Dichte zu. Hier spielen viskoses Fließen, Festphasen- und Flüssigphasensintern eine Rolle, die durch Eisen- und Alkaliphasen ausgelöst werden.

Eine übereinstimmende Tendenz zwischen Dichte und Druckfestigkeit wurde bereits von Gibb [17] beschrieben und konnte in diesen Versuchen bestätigt werden. Die in Abbildung 5 dargestellten Druckfestigkeiten aller Proben folgen generell den Trends der jeweiligen Dichteänderungen. Abweichend hierzu gibt es spezielle Effekte, die besonders die Lastwechsel betreffen. Besonders hervorzuheben ist zum einen die russische Kohleasche, bei der ein druckfestigkeitssteigernder Effekt durch Lastwechsel nachgewiesen werden konnte. Zum anderen und gegensätzlich dazu wies die polnische Kohleasche eine durch lastflexible Fahrweise verminderte Druckfestigkeit auf.

Die Gründe für den jeweiligen Effekt sind chemisch-mineralogisch erklärbar. In der russischen Kohleasche befand sich ein besonders hoher Anteil an Schichtsilikaten, deren Alkalien bei höheren Temperaturen mobilisiert wurden. Sie beförderten eine frühzeitige Sulfatisierung im tiefen Temperaturbereich, die dank des geringen Erdalkaligehalts kinetisch früh stattfinden konnte, und ließen reaktive silikatische Strukturen zurück. Im Gegensatz zu konstanten Bedingungen wurden hier demnach die versinterungssteigernden Effekte beider Temperaturschritte kombiniert.

Die polnische Steinkohleasche hingegen beinhaltete besonders viele Carbonate, deren Sulfatisierung zu Anhydrit bei tiefen Temperaturen und der anschließenden Zersetzung bei hohen Temperaturen zu einem Abfall der Druckfestigkeit führt. Dies ist durch Porenzuwachs zu erklären.

Die fehlende Reaktivität der südafrikanischen Kohle wurde mittels Erhitzungsmikroskopie bestätigt. Alle außer dieser Probe begannen unterhalb von 950 °C zu schrumpfen und folglich zu reagieren. Es scheint demnach möglich zu sein, mit dem Punkt erster Schrumpfung im Erhitzungsmikroskop die unterste Reaktivitätsgrenze einer Kohle

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

festzustellen. In der Arbeit von Al-Otoom et al. [9] wurde diese Möglichkeit ebenfalls bereits nachgewiesen.

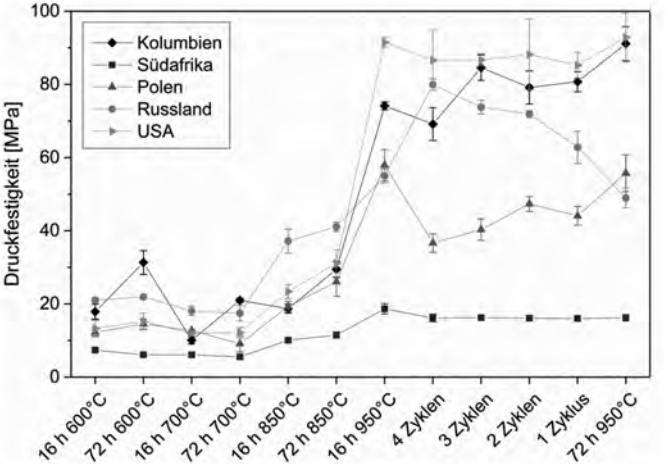


Bild 5: Auswertung der Druckfestigkeit inklusive Standardabweichung des Mittelwerts für jeden Messpunkt.

4. Zusammenfassung

Trotz sehr ähnlicher chemischer Zusammensetzung der Kohlen konnten größere Unterschiede in Bezug auf das Verhalten unter lastflexiblen Bedingungen nachgewiesen werden. Die mineralogischen Unterschiede führen zu unterschiedlichem Verhalten bei den Temperaturen zwischen 600 und 950 °C. Hohe Alkaligehalte mit hohen Silikatanteilen und gleichzeitig geringen Erdalkaligehalten führten zu einer Erhöhung in der Druckfestigkeit bei lastflexibler Fahrweise. Sind genügend Erdalkalien vorhanden, überwiegt der Effekt des Porenaufbaus durch Zersetzung der Sulfate bei höheren Temperaturen und führt zu einer Verringerung der Druckfestigkeit.

Generell sind hohe Dichteänderungen und Druckfestigkeiten gut mit dem Alkali- und Eisengehalt korrelierbar. Sie führen zu frühzeitiger Versinterung durch eutektische Schmelzpunkterniedrigung. Bei Kohleaschen, deren Zusammensetzung und Mineralogie besonders hohe Schmelzpunkte erwarten ließen, konnte kein Dichtezuwachs und keine Druckfestigkeitserhöhung und damit kaum Versinterung beobachtet werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Literaturverzeichnis

[1] Gesetz für den Vorrang Erneuerbarer Energien vom 29. März 2000, BGBl I 2000, 305.

[2] V. Viswanathan and D. Gray, "Damage to power plants due to cycling," *EPRI Report 1001507,* 2001.

[3] F. Starr, "Effects of cyclic operation on advanced energy conversion systems," in *Life Cycle Issues in Advanced Energy Systems. Woburn, UK, 20020601*, 2003, p. Start Page: 27.

[4] S. Hesler, "Mitigating the effects of flexible operation on coal-fired power plants," *Power Aug.,* vol. 155, p. Start Page: 50, 2011.

[5] A. Mirandola, A. Stoppato, and E. Lo Casto, "Evaluation of the effects of the operation strategy of a steam power plant on the residual life of its devices," *Energy,* vol. 35, pp. 1024-1032, 2// 2010.

[6] P. Drosatos, N. Nikolopoulos, M. Agraniotis, and E. Kakaras, "Numerical investigation of firing concepts for a flexible Greek lignite-fired power plant," *Fuel Processing Technology,* vol. 142, pp. 370-395, 2// 2016.

[7] J. P. Hurley, S. A. Benson, T. A. Erickson, S. E. Allan, and J. Bieber, "Project Calcium," Technical Report1992.

[8] R. W. Bryers, "Fireside slagging, fouling, and high-temperature corrosion of heat-transfer surface due to impurities in steam-raising fuels," *Progress in Energy and Combustion Science,* vol. 22, pp. 29-120, 1996.

[9] A. Y. Al-Otoom, G. W. Bryant, L. K. Elliott, B. J. Skrifvars, M. Hupa, and T. F. Wall, "Experimental Options for Determining the Temperature for the Onset of Sintering of Coal Ash," *Energy & Fuels,* vol. 14, pp. 227-233, 2000/01/01 2000.

[10] M. Bartels, W. Lin, J. Nijenhuis, F. Kapteijn, and J. R. van Ommen, "Agglomeration in fluidized beds at high temperatures: Mechanisms, detection and prevention," *Progress in Energy and Combustion Science,* vol. 34, pp. 633-666, 10// 2008.

[11] I. W. Cumming, W. I. Joyce, and J. H. Kyle, "Advanced Techniques for the Assessment of Slagging and Fouling Propensity in Pulverized Coal Fired Boiler Plant," *Journal of the Institute of Energy,* vol. 58, p. Start Page: 169, 1985.

[12] A. P. Peifenstein, C. D. A. Coin, and H. Kahraman, "An improved ash fusion test," *CONF-9507274--PROC.,* p. 187, 1996.

[13] S. K. Gupta, T. F. Wall, R. A. Creelman, and R. P. Gupta, "Ash fusion temperatures and the transformations of coal ash particles to slag," *Fuel Processing Technology,* vol. 56, pp. 33-43, 1998.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[14] E. Raask, "Coal ash sintering model and the rate measurements," in *Conference: 183, American Chemical Society annual meeting*, Las Vegas, USA, 1982, p. Start Page: 145.

[15] D. H. Barnhart and P. C. Williams, "The sintering test - an index to ash fouling tendency," *Trans. ASME,* vol. 78, p. 1229, 1956.

[16] J. Zelkowski and A. Ots, "Untersuchungen zur Sintertemperatur von Aschen als Beitrag zur Erweiterung der Leitzmethode," in *VDI BERICHTE*, 2001, p. Start Page: 453.

[17] W. H. Gibb, "The slagging and fouling characteristics of coal – II. A sintering test for determining fouling propensity," *Power Industry Research,* vol. 1, p. pp. 269, 1981.

[18] R. C. Attig, Barnhart D.H., "A laboratory method of evaluating factors effecting tube bank fouling in coal fired boilers," presented at the The Mechanism of Corrosion by Fuel Impurities, London, 1963.

[19] B.-J. Skrifvars, M. Hupa, and P. Hyoty, "Superheater fouling due to limestone injection in coal-fired boilers," *Journal of the Institute of Energy,* vol. 64, p. Start Page: 196, 1991.

[20] J. W. Nowok, S. A. Benson, M. L. Jones, and D. P. Kalmanovitch, "Sintering behaviour and strength development in various coal ashes," *Fuel,* vol. 69, p. Start Page: 1020, 1990.

[21] M. V. Nel, C. A. Strydom, H. H. Schobert, J. P. Beukes, and J. R. Bunt, "Comparison of sintering and compressive strength tendencies of a model coal mineral mixture heat-treated in inert and oxidizing atmospheres," *Fuel Processing Technology,* vol. 92, pp. 1042-1051, 2011.

[22] F. Blanco, M. P. Garcia, J. Ayala, G. Mayoral, and M. A. Garcia, "The effect of mechanically and chemically activated fly ashes on mortar properties," *Fuel,* vol. 85, pp. 2018-2026, 2006.

[23] B. J. Skrifvars, M. Hupa, and M. Hiltunen, "Sintering of ash during fluidized bed combustion," *Industrial & Engineering Chemistry Research,* vol. 31, pp. 1026-1030, 1992/04/01 1992.

[24] L. G. Austin, S. Benson, A. Rabinovich, M. Tangsathitkulchai, and S. H.H., "Fundamental studies of the mechanisms of slag deposit formation: Final report," DOE/PC/70770-T10, 1987.

[25] M. Hupa, B. J. Skrifvars, and A. Moilanen, "Measuring the sintering tendency of ash by a laboratory method," *Journal of the Institute of Energy,* vol. 62, p. Start Page: 131, 1989.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[26] J. W. Nowok, S. A. Benson, E. N. Steadman, and D. W. Brekke, "The effect of surface tension/viscosity ratio of melts on the sintering propensity of amorphous coal ash slags," *Fuel,* vol. 72, p. Start Page: 1055, 1993.

[27] H. Schmidt, "Neuere Erkenntnisse über den Einfluß des Mineralbestandes auf die stofflichen Eigenschaften von grobkeramischen Massen und Erzeugnissen," *Fortschr. Mineral. ,* vol. 59, pp. 227-266, 1981.

[28] DIN 51730:2007-09, Prüfung fester Brennstoffe – Bestimmung des Asche-Schmelzverhaltens. Berlin, 2007.

[29] P. O. Mwabe and J. O. L. Wendt, "Mechanisms governing trace sodium capture by kaolinite in a downflow combustor," *Symposium (International) on Combustion,* vol. 26, pp. 2447-2453, 1996/01/01 1996.

[30] M. Bellotto, A. Gualtieri, G. Artioli, and S. M. Clark, "Kinetic study of the kaolinite-mullite reaction sequence. Part I: Kaolinite dehydroxylation," *Physics and Chemistry of Minerals,* vol. 22, pp. 207-217, 1995.

[31] K. Jasmund and G. Lagaly, Tonminerale und Tone : Struktur, Eigenschaften, Anwendungen und Einsatz in Industrie und Umwelt: Darmstadt Steinkopff, 1993, 1993.

[32] R. Novakovic, "Kinetics and Mechanism of Quartz-Tridymite Transformation," 1986.

[33] I. M. Low and R. R. McPherson, "The structure and composition of Al-Si spinel," *Journal of Materials Science Letters,* vol. 7, p. Start Page: 1196, 1988.

[34] J. B. Pfeiffer, *Sulfur removal and recovery from industrial processes*: American Chemical Society,Washington, DC; None, 1975.

[35] P. Ptá ek, T. Opravil, F. ` oukal, J. Havlica, and R. Holeainský, "Kinetics and mechanism of formation of gehlenite, Al–Si spinel and anorthite from the mixture of kaolinite and calcite," *Solid State Sciences,* vol. 26, pp. 53-58, 2013.

[36] A. P. Reifenstein, H. Kahraman, C. D. A. Coin, N. J. Calos, G. Miller, and P. Uwins, "Behaviour of selected minerals in an improved ash fusion test: quartz, potassium feldspar, sodium feldspar, kaolinite, illite, calcite, dolomite, siderite, pyrite and apatite," *Fuel,* vol. 78, pp. 1449-1461, 1999.

[37] T. Kaljuvee, R. Kuusik, A. Trikkel, and N. Maljukova, "Behavior of sulphur compounds at combustion of oil shale semicoke," *OIL SHALE; 2003, 20 2, p113-p125, 13p.,* vol. 20, p. Start Page: 113, 2003.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Detailed CFD simulations of a 5-MW industrial-scale entrained-flow gasifier using intrinsic char conversion kinetics

Dr. **M. Vascellari**, TU Bergakademie Freiberg, Lehrstuhl für Numerische Thermofluiddynamik, Freiberg;
Prof. Dr.-Ing. **C. Hasse**, TU Bergakademie Freiberg, Lehrstuhl für Numerische Thermofluiddynamik, Freiberg;
Dipl.-Ing. S. Halama, TU München, Lehrstuhl für Energiesysteme, Munich;
M. Steibel, M. Sc., TU München, Lehrstuhl für Energiesysteme, Munich;
Prof. Dr.-Ing. **H. Spliethoff**, TU München, Lehrstuhl für Energiesysteme, Munich

Abstract

The present study is a CFD investigation of the gasification behaviour of different coals at high pressure in the Siemens 5-MW pilot-scale entrained-flow reactor. The detailed models for char conversion kinetics are adjusted based on laboratory investigations of the same coals and then coupled to the CFD framework for the full-scale simulations.

The gasification reactions in entrained-flow reactors predominantly take place in the so-called pore-diffusion regime. In order to correctly predict the carbon conversion, suitable models for intrinsic char kinetics and pore evolution are required for each feedstock under the operating conditions considered. In this work, the char gasification kinetics of the investigated coals are first characterized in separate laboratory-scale experiments for the kinetic and pore diffusion regimes. This data is used to calibrate the char conversion models, which are then coupled to the CFD code.

This comprehensive modelling framework is finally used to simulate the conversion behaviour of the coals in the Siemens 5-MW pilot-scale gasifier. In particular, the numerical results are compared to the measured carbon conversions under different operating conditions (equivalence ratios) and the syngas composition after quench.

The analysis carried out in this work demonstrates that accurate predictions of carbon conversion in industrial-scale gasifiers can be obtained using advanced intrinsic char gasification models when calibrated with laboratory-scale experiments.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Introduction

The ability to predict coal behaviour in different gasification technologies, or to understand the impact of coal blending or feedstock switching on the performance of a particular gasifier technology, supports the development and deployment of advanced gasification-based systems for power generation and chemicals production. As the requirements of these modelling and simulation activities have increased in complexity, more detail in the fundamental models and processes is required to achieve accurate, relevant outcomes. Furthermore, the increasing availability of high-performance computing resources has seen simulation tools used regularly to understand and optimize the complex reactive multiphase flow in coal gasification systems. CFD simulations in particular now play an important part in the process of designing advanced reactors. Modelling coal gasification requires several mathematical models to describe the complex turbulent multiphase reacting flow system [1]; the relevance and applicability of the final simulation result directly depends on the quality and the applicability of these models and, especially in coal gasification, an accurate description of the feedstock conversion is crucial.

Due to the extreme conditions that exist inside an industrial-scale gasifier, it is almost impossible to perform in-reactor measurements: the high pressures and temperatures, together with slagging conditions, make the measurements extremely challenging. For these reasons, the numerical models for coal gasification need to be calibrated and validated by means of laboratory-scale experiments, where it is possible to investigate the gasification process under industrially relevant conditions, providing insights into volatile yields, conversion reactivity, gas compositions, etc.

The main transformation reactions requiring consideration by means of numerical simulations include pyrolysis, char formation, char conversion, and gas phase oxidation. First, during pyrolysis, the coal is thermally decomposed, and the volatile matter in the gas phase reacts with O_2 in the flame zone. Some of the remaining char then partially reacts with the remaining O_2 (char oxidation) and with the gasification agents, mainly CO_2 and H_2O (char gasification). Pyrolysis and char oxidation are much faster than char gasification, which is the limiting step for determining carbon conversion. For this reason, the volatile yield under process conditions needs to be accurately estimated, as it defines the amount of carbon that is to be converted by the slow gasification reactions. However, the devolatilization rate also needs to be accurately reproduced in the simulations, because it influences the flame stabilization [2-4].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Char oxidation and gasification follow the devolatilization step. Oxidation reactions are generally faster than gasification reactions, which are the limiting conversion step in gasification processes. For this reason, the key to successfully modelling coal gasification is to accurately determine char gasification rates under the operating conditions existing in the reactor.

Advanced models have been developed in the last 20 years. Pyrolysis models are generally based on a description of the coal's molecular structure [5-8] and those for char combustion rates consider diffusion to the particle, and through the porous structure of the char remaining after devolatilization [9-13].

The correlations developed for pyrolysis [12, 14, 15] are generally in good agreement with experiments and can be used for predicting the devolatilization rates and the composition of the volatiles [3] with sufficient accuracy for CFD simulations. On the other hand, correlations have been developed for char gasification reactivity based on the coal rank and the coal's molecular structure [13, 16]. The former showed a large data scattering compared to the experimental database used for calibrating the correlation, while the latter was calibrated only using a limited number of experiments and only for the CO_2 gasification reaction.

The large data scattering reinforces the importance of understanding the fundamentals of char gasification, and how the process is affected by the char preparation conditions, the presence of catalytic mineral species, thermal annealing, and other factors [13].

However, the correlations can be calibrated with a limited number of experiments, modifying the CO desorption rate and proportionally scaling all the other rates in order to match the measured carbon conversion. In fact, Liu and Niksa [13] demonstrated that all the other parameters can be scaled with satisfactory accuracy. This procedure proved very robust, reducing the number of experiments required to calibrate the model. These advanced models are generally too computationally expensive for direct use in regular CFD simulations. However, simplified models calibrated using the results of more advanced simulations can be successfully used to simulate entrained-flow coal gasification [3, 17].

This work reports the results of the CFD simulations for the 5-MW Siemens pilot-scale gasification reactors using a detailed modelling approach.

The reactor was investigated for four coals with different ranks using the Single Nth Order Intrinsic (SNOI) modelling approach [18]. The intrinsic kinetics of the char gasification reactions are completely characterized by laboratory-scale experiments. In particular, the intrinsic kinetics were measured using pressurized thermo-gravimetric experiments in the kinetic regime.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Numerical models

The numerical models have been previously described in other papers by the authors [3, 17, 18].

The CFD code ANSYS Fluent solves the 2D axisymmetric RANS equations using the pressure-velocity coupled algorithm [19]. Convective fluxes in all transport equations are discretized with a second-order upwind scheme and the pressure gradients are discretized with a second-order accurate scheme.

Turbulence is modelled using the realizable k-epsilon approach [20].

The Eddy Dissipation Concept (EDC) [21] accounts for the turbulence-chemistry interaction (TCI) in combination with a reduced kinetic mechanism [22] from the detailed GRI-MECH mechanism. The mechanism includes 103 reactions among 22 species. This approach has been successfully used for coal gasification [3, 17, 18]. Although the char gasification reaction is the limiting mechanism in the overall conversion of the coal, accurate modelling of the gas-phase chemistry is important to estimate how the syngas composition deviates from the equilibrium conditions.

Radiation was modelled with the P-1 model [23]. The radiating properties of the gas were modelled assuming a grey-band model, based on the Weighted Sum of Grey Gases (WSGG) model [24]. Absorption, emission, reflection and scattering from the coal particles were considered in the radiative heat transfer calculation.

Coal particle trajectories are simulated using a Lagrangian approach. The Eulerian gas phase is coupled with the solid discrete phase exchanging mass, momentum and energy. The influence of the turbulent flow on the particle trajectories is accounted for by means of a stochastic method including a random component of the turbulent velocity. Coal conversion is modelled in the following sequence: drying, pyrolysis and finally char burnout.

Pyrolysis rates are modelled using the empirical Single First Order Reaction (SFOR) model [25]. The volatile matter is considered as a mixture of light gases and heavy hydrocarbons (tar), which are released with a constant ratio during devolatilization. The composition of the volatile yields is taken directly from the CPD model [26]. Tar is described as a lumped molecule whose elemental composition is obtained from the atom balance of the coal elements, assuming that char is composed purely of carbon. This is a reasonable hypothesis for entrained-flow gasification, where pyrolysis occurs very quickly. In addition, it is assumed that char is composed only of pure carbon and that the entire hydrogen, oxygen, nitrogen and sulphur fractions of the coal are released during pyrolysis.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2.1. Modelling char conversion

After pyrolysis, the remaining char is consumed by reacting with the surrounding gases, according to the following global mechanism:

$$C + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow CO$$

$$C + H_2O \rightarrow H_2 + CO$$

$$C + CO_2 \rightarrow 2\,CO$$

The char after rapid pyrolysis is characterized by a highly porous structure. Therefore, heterogeneous reactions occur inside the pores and the reactivity is proportional to the intrinsic surface of the particle. The observed reactivity of the char particles is governed by the combined effect of the heterogeneous reactions with the diffusion of the reactants, first through the external film layer, and then inside the pores.

The Single Nth Order Intrinsic (SNOI) char conversion model [18] is used in this work and briefly described below. The observed reaction rates per unit of char mass are expressed as follows using the effectiveness factor η_j:

$$R_j = \eta_j A_i R_{i,j}$$

where R_j is the observed rate of the reaction j, η_j is the effectiveness factor, and $R_{i,j}$ is the intrinsic rate of the reaction j per unit of intrinsic surface A_i. It is assumed that the intrinsic surface evolves according to the Random Pore Model (RPM) [27].

The intrinsic rate of the reaction j is expressed by a global Nth order Arrhenius rate:

$$R_{i,j} = k_i \exp\left(-\frac{E_i}{R_g T_p}\right) P_{s,j}^{n_j}$$

The effectiveness factor η_j can be expressed as a function of the Thiele modulus Φ_j:

$$\eta_j = \frac{1}{\Phi_j}\left[\frac{1}{\tanh(3\Phi_j)} - \frac{1}{3\Phi_j}\right]$$

$$\Phi_j = \frac{d_p}{2}\sqrt{\frac{(n_j+1)\nu_j R_g T_p \rho_c A_i R_{i,j}}{2 M_c D_{e,j} P_j}}$$

where ν_j is the molar ratio between the reactant and char for the reaction j, and M_c is the char molecular weight, which is assumed to be equal to the atomic weight of carbon. The effective diffusivity of the reactant j in the porous char particle is:

$$D_{e,j} = \frac{\varepsilon D_j}{\tau / f}$$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Table 1: Proximate and ultimate analysis of the investigated coals

	Proximate analysis				**Ultimate analysis**				
	Fixed carbon	Volatile matter	Moisture	Ash	C	H	O	N	S
Coal A	59.07	33.49	2.27	5.59	83.77	5.03	8.95	1.49	0.54
Coal B	65.46	10.86	2.47	21.21	90.92	3.55	0.45	1.08	3.99
Coal C	58.70	28.50	4.70	8.10	79.89	4.26	14.97	0.83	0.23
Coal D	55.19	27.84	7.34	7.34	78.83	3.92	15.47	0.72	0.75

where ε is the particle porosity, D_j is the molecular diffusivity of j and τ/f is a structural parameter, which lumps together different geometric pore properties, such as tortuosity and the constriction factor.

The diffusion flux of the reactant j through the particle boundary layer per unit of external particle surface can be expressed as:

$$q_{d,j} = -\left(\frac{Sh\, M_c}{\nu_j R_g T_m d_p}\right)\frac{P}{\gamma_j}\ln\left(\frac{1-\gamma_j x_{\infty,j}}{1-\gamma_j x_{s,j}}\right) = \frac{R_j m_c}{A_p}$$

where γ_j is the ratio between the total molar flux in the boundary layer and the molar flux of the species j.

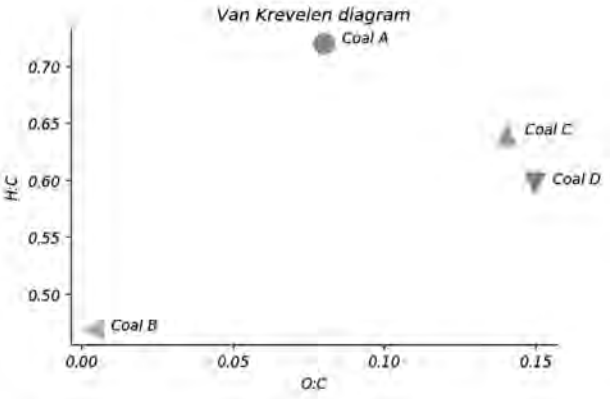


Fig. 1: Van Krevelen diagram showing the coals used in the simulations

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

	Coal A	Coal B	Coal C	Coal D
A_i, m^2/g	50	128	547	572
$\rho_{c,0}$, kg/m^3	828	1703	1412	1155
k_{H_2O}, $g/(m^2MPa^n)$	$1.57 \cdot 10^4$	$1.57 \cdot 10^5$	$1.17 \cdot 10^6$	$2.34 \cdot 10^3$
E_{H_2O}, kJ/mol	198	228	241	179
k_{CO_2}, $g/(m^2MPa^n)$	$1.708 \cdot 10^8$	$1.265 \cdot 10^5$	$3.31 \cdot 10^7$	$3.15 \cdot 10^4$
E_{CO_2}, kJ/mol	307	240	286	220

Table 2: Intrinsic kinetic parameters for Coals A-D. The reaction order is assumed to be n=0.4.

3. Model setup and calibration

The Siemens pilot-scale gasifier was fired with four different coals, whose kinetics behaviour was investigated at the Lehrstuhl für Energiesysteme, TU München. The proximate and ultimate analyses of the coals used are reported in Table 1, and represented in the Van Krevelen diagram (Figure 1).

The parameters required by the SFOR devolatilization model are evaluated according to the calibration procedure developed by the authors [3] by means of the in-house coal pyrolysis kinetic pre-processor (PKP). The calibration procedure uses the volatile yields predicted by the detailed network-based model CPD [5] to estimate the SFOR parameters for each coal. The volatile yields are estimated using typical heating rates observed in the entrained-flow reactor.

The intrinsic kinetics parameters for the gasification reactions used in the SNOI model for char conversion were measured by means of pressurized TGA experiments performed at TU München. The intrinsic kinetics of the gasification reactions are reported in Table 2. Additionally, the initial intrinsic surface for each coal sample is measured.

The structural pore parameter τ/f is not evaluated in this work, and an average value of 1 is used for the numerical simulations for each coal.

The operating conditions for the gasification runs are taken from the experimental campaign performed at Siemens using the coals described above. Different equivalence ratios Φ in a range from 1.6 to 2.9 were investigated. An overall number of 47 runs is therefore simulated and validated against the experimental results.

The gasification reactor is fired with pulverized coal particles having diameters in the range of 40 to 500 μm, introduced together with a stream of oxidizer composed of O_2 and N_2. Additionally, a pilot stream of natural gas is introduced to ignite and stabilize the flame.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

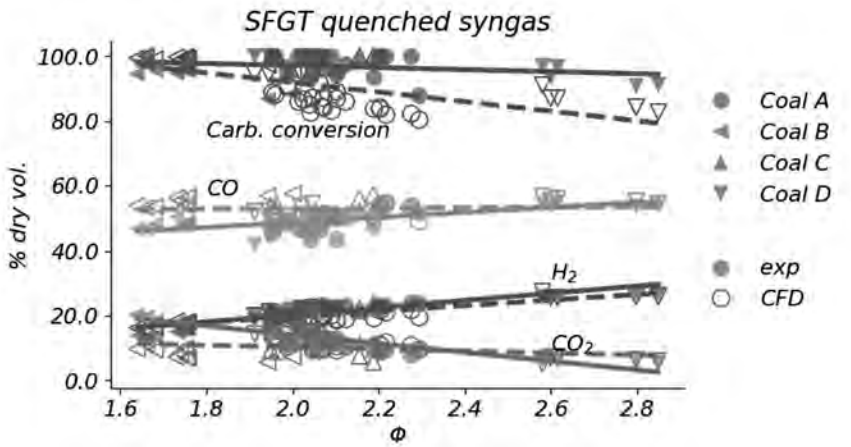


Fig. 2: Syngas composition at the exit of the reactor and carbon conversion as a function of the equivalence ratio. Solid and hollow symbols represent experiments and CFD results, respectively.

The results of the numerical simulations are finally validated against the measured dry syngas composition and the carbon conversion. The carbon conversion is evaluated from the syngas composition, according to the following expression:

$$X_c = \frac{M_C\left[\dot{N}_{dry}\left(X_{CO}^{dry} + X_{CO_2}^{dry}\right) - \frac{1}{4}\dot{N}_{CH_4}\right]}{\dot{m}_c y_{daf} y_C^{daf}}$$

where $\dot{N}_{dry}$ and $\dot{N}_{CH_4}$ are the molar fluxes of the dried syngas at the exit and of the pilot methane at the inlet, respectively. The raw coal input mass flux $\dot{m}_c$ is scaled by the dry and ash-free (daf) fraction and by the fraction of carbon in the ultimate analysis. The carbon introduced with the natural gas is subtracted from the overall carbon in the syngas to gain a measurement of the global conversion of the coal inside the reactor.

4. Results

This section presents the results of the numerical simulations and the comparison against the measured dry composition of the syngas and the carbon conversion.

The comparison between the measured and calculated syngas composition as a function of the equivalence ratio Φ is shown in Figure 2. Additionally, the measured and calculated carbon conversion are reported. The trend lines of the main syngas species and the carbon conversion are also plotted for both the experimental and CFD results. The figure shows that

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

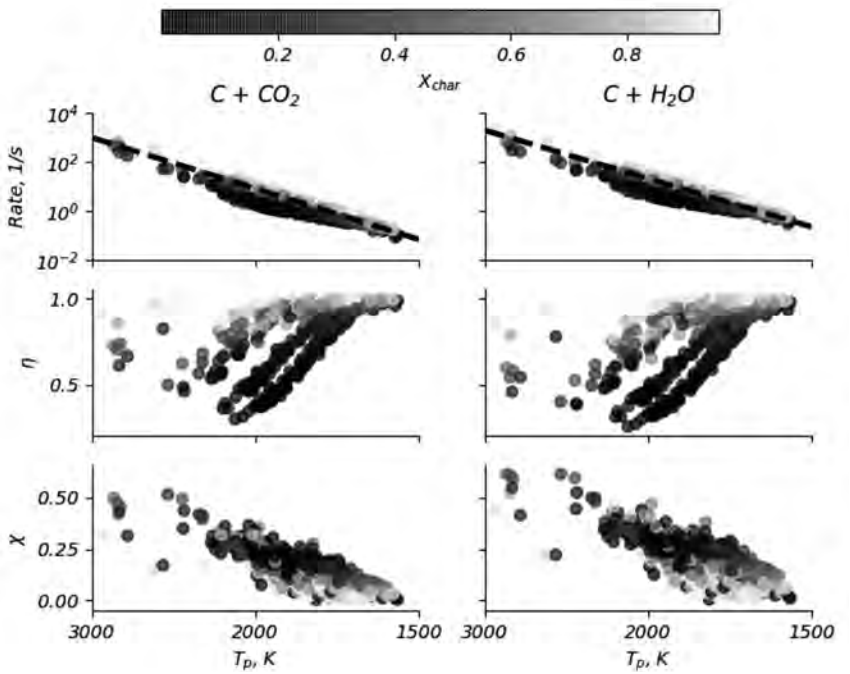


Fig. 3: Observed rates, effectiveness factors and χ parameters for the CO_2 and H_2O gasification reactions for run 1, Φ=1.76 with Coal B

the main trends are correctly predicted by the numerical simulations. The largest deviations in the carbon conversion are observed for Coal A, with an average deviation of 0.115. The other coals show lower deviations, on average lower than 0.06.

The reason for the large deviations for Coal A may be related to the pore structural parameter τ/f used, which is assumed to be equal to 1 for all coals. In fact, as previously demonstrated [18], this parameter has a major influence on reactivity behaviour in the pore diffusion regime, which is generally the most important reaction regime for gasification reactions in entrained-flow reactors.

In order to provide a more detailed analysis of the gasification reactor, the results of *Run 1* are analysed in detail. In *Run 1*, the gasifier is fired with Coal B with an equivalence ratio $\Phi = 1.76$. The results are in good agreement, with a deviation of -0.033 with respect to the measured carbon conversion of 0.96. The calculated syngas composition shows similar deviations from the experiments.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

The observed rates for the CO_2 and H_2O gasification reactions are reported in Figure 3 as a function of the inverse particle temperature. The symbols are coloured by char conversion $X = 1 - \frac{m_{char}}{m_{char,0}}$. In addition, the effectiveness factor η_j and the parameter $\chi_j = 1 - \frac{x_{s,j}}{x_{g,j}}$ are reported for both gasification reactions. The mole fractions of the reactant j, $x_{s,j}$ and $x_{g,j}$, are taken at the particle surface and bulk gas phase, respectively. The χ_j parameter offers an indication of the influence of the reactant diffusion through the film layer.

The two reactions show similar behaviour, related to the similar kinetics for Coal B (see Table 2).

The dashed lines show the Arrhenius kinetics of the heterogeneous reactions, calculated using the maximum partial pressure of the reactants in the reactor and neglecting diffusion inside the char particles. The plots show a moderate reduction in the observed rates with respect to the reported Arrhenius rates, as demonstrated by the effectiveness factors, which are always larger than 0.25. The effectiveness factors show a strong correlation with the char conversion X. In fact, the char density ρ_c decreases along with the carbon conversion, with a consequent decrease in the Thiele modulus and the effectiveness factor. The χ parameter shows the influence of the reactant diffusion in the particle film layer. It ranges from 0 to 0.5, increasing with the observed reaction rate. The calculated values show that film diffusion has a minor effect compared to the diffusion inside the particle, although its influence cannot be neglected in the estimation of the global conversion of char.

5. Conclusions

The present work reports the results of the CFD simulations of the 5-MW pilot-scale Siemens entrained-flow gasifier using an intrinsic Nth order char conversion model, whose kinetics are calibrated by means of lab-scale experiments in a pressurized TGA. The global performances of the gasification process in terms of syngas composition and carbon conversion are evaluated for 47 runs, the reactor being fed with four different coals and different equivalence ratios. The results of the CFD simulations are validated against the experimentally measured dry syngas composition and carbon conversion.

The results show that the CFD simulations can correctly predict the main experimental trends in terms of carbon conversion and syngas composition. In general, the calculated carbon conversion shows deviations of less than 0.05 from the measured values, except for Coal A, which has a mean deviation of 0.115. The higher deviation for Coal A can be explained by the fact that the diffusivity inside the porous particle is not characterized by experiments; instead, an average value is used. In particular, the present analysis demonstrated that in

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

order to obtain accurate results from the CFD simulations, an accurate experimental characterization of coal feedstocks is required for both kinetics and pore diffusion regimes. The analysis of Coal B shows that gasification reactions mainly occur in the pore diffusion regime, with effectiveness factors above 0.25. Therefore, the diffusion of the reactants in the particle film layer has a minor, but not negligible effect on the observed rates.

References

[1] Eaton, A., et al., *Components, formulations, solutions, evaluation, and application of comprehensive combustion models.* Progress in Energy and Combustion Science, 1999. **25**(4): p. 387-436.

[2] Hashimoto, N., et al., A numerical simulation of pulverized coal combustion employing a tabulated-devolatilization-process model (TDP model). Combustion and Flame, 2012. **159**(1): p. 353-366.

[3] Vascellari, M., et al., Simulation of entrained flow gasification with advanced coal conversion submodels. Part 1: Pyrolysis. Fuel, 2013. **113**: p. 654-669.

[4] Stein, O.T., et al., *Towards Comprehensive Coal Combustion Modelling for LES.* Flow, Turbulence and Combustion, 2013. **90**(4): p. 859-884.

[5] Grant, D.M., et al., Chemical model of coal devolatilization using percolation lattice statistics. Energy Fuels, 1989. **3**(2): p. 175-186.

[6] Solomon, P., et al., *General model of coal devolatilization.* Energy & Fuels, 1988.

[7] Niksa, S., FLASHCHAIN theory for rapid coal devolatilization kinetics. 2. Impact of operating conditions. Energy {\&} Fuels, 1991. **5**(5): p. 665-673.

[8] Sommariva, S., et al., A predictive multi-step kinetic model of coal devolatilization. Fuel, 2010. **89**(2): p. 318 - 328.

[9] Laurendeau, N.M., *Heterogeneous kinetics of coal char gasification and combustion.* Prog. Energy Comb. Sci., 1978. **4**: p. 221-270.

[10] Smith, I., W., *The combustion rates of coal chars: A review.* Proceedings of the Combustion Institute, 1982. **19**(1): p. 1045-1065.

[11] Hurt, R., J. Sun, and M. Lunden, *A Kinetic Model of Carbon Burnout in Pulverized Coal Combustion.* Combustion and Flame, 1998. **113**: p. 181-197.

[12] Niksa, S., G. Liu, and R. Hurt, H., Coal conversion submodels for design applications at elevated pressures. Part I. devolatilization and char oxidation. Progress in Energy and Combustion Science, 2003. **29**(5): p. 425 - 477.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[13] Liu, G. and S. Niksa, Coal conversion submodels for design applications at elevated pressures. Part II. Char gasification. Progress in Energy and Combustion Science, 2004. **30**(6): p. 679 - 717.

[14] Genetti, D., T. Fletcher, H., and R. Pugmire, J., Development and Application of a Correlation of 13C NMR Chemical Structural Analyses of Coal Based on Elemental Composition and Volatile Matter Content. Energy & Fuels, 1999. **13**(1): p. 60-68.

[15] Zhao, Y., et al., *A method of predicting coal devolatilization behavior based on the elemental composition.* Proceedings of the Combustion Institute, 1994. **25**(1): p. 553-560.

[16] Shurtz, R.C. and T.H. Fletcher, Coal Char-CO2 Gasification Measurements and Modeling in a Pressurized Flat-Flame Burner. Energy & Fuels, 2013. **27**(6): p. 3022-3038.

[17] Vascellari, M., R. Arora, and C. Hasse, Simulation of entrained flow gasification with advanced coal conversion submodels. Part 2: Char conversion. Fuel, 2014. **118**: p. 369 - 384.

[18] Vascellari, M., et al., From laboratory-scale experiments to industrial-scale CFD simulations of entrained flow coal gasification. Fuel, 2015. **152**: p. 58-73.

[19] ANSYS, I., ANSYS-FLUENT V,14.5 -- Commercially available CFD software package based on the Finite Volume method. Southpointe, 275 Technology Drive, Canonsburg, PA 15317, U.S.A., www.ansys.com. 2013.

[20] Shih, T., et al., A new k-epsilon eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows. Computers and Fluids, 1995. **24**(3): p. 227-238.

[21] Gran, I., R. and B. Magnussen, F., A numerical study of a bluff-body stabilized diffusion flame. Part 1. Influence of turbulence modeling and boundary conditions. Combust Sci Technol, 1996. **119**(1-6): p. 171-190.

[22] Kazakov, A. and M. Frenklach, Reduced Reaction Sets based on GRI-Mech 1.2. 1994.

[23] Cheng, P., *Two-dimensional radiating gas flow by a moment method.* AIAA Journal, 1964. **2**(9): p. 1662-1664.

[24] Smith, T.F., Z.F. Shen, and J.N. Friedman, *Evaluation of coefficients for the weighted sum of gray gases model.* The ASME Journal of Heat Transfer, 1982. **104**: p. 602-608.

[25] Badzioch, S. and P.G.W. Hawksley, *Kinetics of Thermal Decomposition of Pulverized Coal Particles.* Ind. Eng. Chem. Proc. Des. Dev., 1970. **9**(4): p. 521-530.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[26] Genetti, D., *An Advanced Model of Coal Devolatilization Based on Chemical Structure*. 1999, Department of Chemical Engineering Brigham Young University.

[27] Bhatia, S.K. and D.D. Perlmutter, *A random pore model for fluid-solid reactions: I. Isothermal, kinetic control.* AIChE Journal, 1980. **26**(3): p. 379-386.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Einsatz eines FLOX®-Brenners für viskose, biogene Flüssigbrennstoffe in einer gekühlten Umlenkbrennkammer

M.Sc. **H. Luhmann**, Institut für Feuerungs- und Kraftwerkstechnik – Universität Stuttgart, Stuttgart;
M.Sc. **S. Egger**, Institut für Mechanische Verfahrenstechnik – Universität Stuttgart, Stuttgart;
Dipl.-Ing. **R. Spörl**, Institut für Feuerungs- und Kraftwerkstechnik – Universität Stuttgart, Stuttgart;
Univ.-Prof. Dr. techn. **G. Scheffknecht**, Institut für Feuerungs- und Kraftwerkstechnik – Universität Stuttgart, Stuttgart;

Kurzfassung

Der Einsatz freier Fettsäuren in einem FLOX-Brenner im Technikumsmaßstab wurde bei Leistungen zwischen 100 und 150 kW_{th} für Luftzahlen zwischen 1,1 und 1,4, Zerstäubungsluftdrücke zwischen 3 und 6 bar sowie Brennstofftemperaturen zwischen 50 und 120 °C untersucht. Hierbei bewirkt eine Temperaturerhöhung eine Absenkung der Viskosität des Brennstoffs. Neben den Versuchen mit freien Fettsäuren wurden auch solch mit Heizöl als Referenzbrennstoff durchgeführt. Darüberhinaus wurde in Voruntersuchungen die Zerstäubung in den verwendeten Zweistoffdüsen charakterisiert.

Vorwärmtemperatur und Luftdruck wurden für die Verbrennung von freien Fettsäuren als kritische Parameter identifiziert, da bei zu geringer Zerstäubungsluftzugabe und zu hoher Viskosität zu große Tropfen entstehen, welche nicht vollständig verbrennen, was zu erhöhten CO- und NO_x-Emissionen führen kann. Um eine stabile Verbrennung bei niedrigen CO-Emissionen zu gewährleisten, war eine ausreichend hohe Brennkammertemperatur notwendig, welche in den durchgeführten Experimenten mit einer Feuerungsleistung von 125 kW_{th} rund 938 °C betrug. Ein optisch flammloser Betrieb konnte mit freien Fettsäuren nicht erreicht werden, jedoch konnte ein Betrieb stabiler Verbrennung bei gleichbleibend niedrigen CO- und NO_x-Emissionen (CO < 27 mg/kWh, NO_x < 90 mg/kWh) realisiert werden, welche ein ähnliches Niveau wie bei Heizöl EL unter flammlosen Bedingungen erreichten.

1. Einleitung

Über 90 % des weltweiten Energiebedarfs wird durch die Verbrennung von festen, flüssigen und gasförmigen Brennstoffen gedeckt [1]. Die umweltschädlichen Stickoxide, auch NO_x genannt, werden während des Verbrennungsprozesses aus dem Stickstoff aus der Luft und aus dem Brennstoff gebildet. Man unterscheidet bei der Bildung von Stickoxiden in der Regel

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

drei Mechanismen: Thermisches NO_x, Brennstoff-NO_x und promptes NO_x [1-5]. Der erste dieser Mechanismen wird durch hohe Temperaturen und erhöhte O_2-Konzentrationen begünstigt, der zweite durch hohe Anteile an Stickstoff im Brennstoff sowie fette Verbrennungsbedingungen und der dritte Mechanismus kommt bei hohen Temperaturen und ebenfalls fetten Bedingungen zum Tragen [5]. Aus diesem Grunde sind insbesondere niedrige Temperaturen und magere Bedingungen zur Reduktion der NO_x-Emissionen geeignet.

Innerhalb der letzten Jahrzehnte wurden Anstrengungen unternommen NO_x-Emissionen zu reduzieren, wodurch einige neuartige low-NO_x-Verbrennungsverfahren entwickelt wurden. Beispielhaft dafür sind FLOX®, MILD, HiTAC, CDC und HiCOT zu nennen [1, 5-8]. Der generische Überbegriff dieser Technologien lautet flammlose Verbrennung, da die Verbrennung bei diesen Verfahren häufig ohne sichtbare Flamme abläuft [6]. Obwohl die aufgeführten Konzepte nicht identisch sind, sind sie sich sehr ähnlich, da sie auf dem gleichen Grundprinzip basieren: Brennstoff und Verbrennungsluft werden intensiv mit heißen Verbrennungsabgasen vermischt, um ein heißes, sauerstoffarmes Gemisch zu erhalten. Dieses Gemisch reagiert aufgrund der reduzierten O_2-Konzentration gleichmäßiger und langsamer ab als in einer gewöhnlichen Verbrennung, wodurch Temperaturmaxima, wie sie in einer Flamme auftreten, vermieden werden. Als Folge davon ergibt sich eine vergleichmäßigte Wärmeabgabe an die Umgebung und eine Reduktion der thermisch gebildeten Stickoxide [6, 9, 10].

Forschungsergebnisse zur flammlosen Verbrennung flüssiger Brennstoffe sind rar, allerdings beschäftigen sich mittlerweile immer mehr Forschergruppen mit diesem Thema. Da flüssige Brennstoffe verdampft werden müssen, bevor sie verbrannt werden können und da die Vorwärmung von Verbrennungsluft den Wirkungsgrad einer technischen Feuerung steigern kann, ist es gut nachvollziehbar, dass in den meisten bisherigen Studien mit vorgewärmter Luft gearbeitet wurde [8, 11-17]. Im Rahmen dieser Studie wird untersucht, ob und wie die flammlose Verbrennung biogener, viskoser Flüssigrennstoffe am Beispiel von freien Fettsäuren in einer gekühlten Umlenkbrennkammer mittels eines Kaltluft-FLOX®-Brenners, realisiert werden kann. Dafür wurden in Zerstäubungsversuchen wesentliche Parameter in Bezug auf die Zerstäubung wie z.B. der Sauterdurchmesser bestimmt. Anschließend wurde die Verbrennung von freien Fettsäuren bei unterschiedlichen thermischen Leistungen, Luftzahlen, Vorwärmtemperaturen und Zerstäubungsluftdrücken untersucht und anhand von Temperaturprofilen und CO- sowie NO_x-Emissionen bewertet.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Zerstäubungsversuche

2.1 Zerstäubungsteststand & Düse

Untersuchungen des Sprühverhaltens der eingesetzten Zweistoffdüse, also der Tropfengrößenverteilung in axialer und radialer Richtung, wurden mittels Laserbeugungsmessung (Malvern Spraytec) durchgeführt. Eine direkte Messung des Zerstäubungsverhaltens der Düse mit den Brennstoffen freie Fettsäuren (FFS) und Heizöl extraleicht schwefelarm (Heizöl EL) war nicht möglich. Daher wurde Wasser als Medium verwendet, um die Düse zu charakterisieren und schließlich wurde eine geeignete Korrelation ermittelt, um das Zerstäubungsverhalten für diese beiden Brennstoffe abzuschätzen. Die Messungen wurden in einem abgedunkelten Raum durchgeführt, um den Einfluss von Streulicht aus der Umgebung zu reduzieren. Ebenfalls wurde das Messgerät vor den Versuchen mit einem Retikel für Partikelgrößen von 10-100 µm kalibriert.

Die eingesetzte Düse ist eine innenmischende Zweistoffdüse mit sechs geraden, radial gleichmäßig verteilten Austrittsbohrungen. Der effektive Sprühwinkel beträgt aufgrund des sich ausbildenden Freistrahls ca. 10-15°. Die Flüssigkeit wird durch eine Düse in die Wirbelkammer gesprüht, wo durch sechs tangential angeordnete Kanäle Luft zugegeben wird. Das Gemisch verlässt durch sechs Austrittsbohrungen die Düse. In vorangegangenen Experimenten mit Heizöl EL hat diese Düse die niedrigsten Emissionswerte erzielen können und wird deshalb als aussichtsreich für die Verwendung mit FFS erachtet.

2.2. Zerstäubungseigenschaften

Im Rahmen der durchgeführten Sprayversuche wurde bei gleichbleibendem Flüssigkeitsdurchsatz der Druck der Zerstäubungsluft und damit auch deren Durchfluss variiert. Als Konsequenz daraus ändert sich die sogenannte Gas-Liquid-Ratio (=GLR). Sie wird als eine der wichtigsten Kenngrößen für die Zerstäubung mit Zweistoffdüsen betrachtet [18]. Die GLR definiert sich als Quotient aus den Massenströmen von Gas und Flüssigkeit:

$$GLR = \frac{\dot{m}_{Gas}}{\dot{m}_{Flüssigkeit}}$$

Das Druckniveau der Zerstäubungsluft (und damit die GLR) haben einen signifikanten Einfluss auf die Tropfengrößen, welche nach der Zerstäubung vorliegen. Je höher der Druck ist, desto mehr Luft strömt durch die Zerstäubungsdüse. Dies führt zu einer Erhöhung der Fließgeschwindigkeit in der Düse bis hin zur Schallgeschwindigkeit [19], was sich positiv auf die Zerstäubung auswirkt, das heißt es entstehen kleinere Tropfen bzw. mehr kleine Tropfen. Die experimentell ermittelten Sauterdurchmesser (SMD) bei der Zerstäubung von Wasser konnten sehr gut mit der Korrelation nach Rizk und Lefebvre für Zweistoffdüsen [18]

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

$$SMD = 0{,}48 d_0 \left(\frac{\sigma}{\rho_A U_R^2 d_0}\right)^{0{,}4} \left(1+\frac{1}{GLR}\right)^{0{,}4} + 0{,}15 d_0 \left(\frac{\mu_L}{\rho_A U_R^2 d_0}\right)^{0{,}5} \left(1+\frac{1}{GLR}\right)$$

in Einklang gebracht werden (Bild 1). Für die Relativgeschwindigkeit U_R wird dabei die rechnerische Austrittsgeschwindigkeit des Gases bei 1 bar verwendet (max. Schallgeschwindigkeit), da die Geschwindigkeit der Flüssigkeit nach gängiger Lehrmeinung vernachlässigbar klein ist [18].

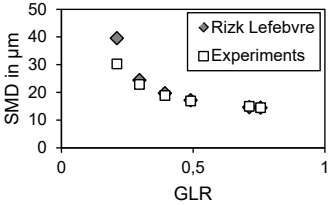


Bild 1: Vergleich experimentell ermittelter Tropfengrößen mit der Korrelation nach Rizk u. Lefebvre [18].

Die gemessenen Abweichungen zur Korrelation von Rizk und Lefebvre im Bereich niedriger GLR ergeben sich möglicherweise durch einen reduzierten hydrodynamischen Durchmesser der Auslassbohrungen z.B. aufgrund einer Ringströmung. In diesen Punkten wird rechnerisch nämlich die Schallgeschwindigkeit in der Gasströmung unterschritten, wodurch es zu einer Überschätzung des SMD kommt.

In Bild 2 ist der Zerstäubungsprozess in axialer Richtung exemplarisch bei einem Wasserdurchfluss von 12,6 kg/h und zwei verschiedenen Druckluftmassenströmen (6,24 und 2,64 kg/h) dargestellt. Die Parameter dieses Versuches wurden analog den Verbrennungsversuchen für 125 kW_{th} bei Zerstäubungsluftdrücken von 6 und 3 bar mit FFS eingestellt.

Der Tropfenzerfall findet auf den ersten 50 - 100 mm statt. Danach steigt der SMD mit zunehmender Entfernung von der Düse wieder leicht an. Gründe dafür könnten Koasleszenz feiner Tropfen, das Verdampfen kleinster Tropfen oder ein mangelnder Impuls der feinen Tropfen sein, sodass sie gar nicht erst so weit von der Gasströmung getragen werden können. Im Falle niedrigen Zerstäubungsluftdruckes (Bild 2 rechts) findet kaum Zerstäubung außerhalb der Düse statt, 10 % der Tropfen bleiben größer als 100 µm. Bei hohem Luftdruck hingegen zerfallen gerade die sehr großen Tropfen noch außerhalb der Düse, sodass schließlich nur 10 % der Tropfen größer als 50 µm sind. Der SMD ist mit 16,9 µm bei 5,2 bar um 44 % kleiner als der SMD von 30,2 µm bei 2,6 bar. Für Heizöl EL und FFS sind andere SMD zu erwarten, jedoch analoge Trends hinsichtlich der Tropfengrößenverteilung und des Einflusses vom Zerstäubungsluftdruck.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

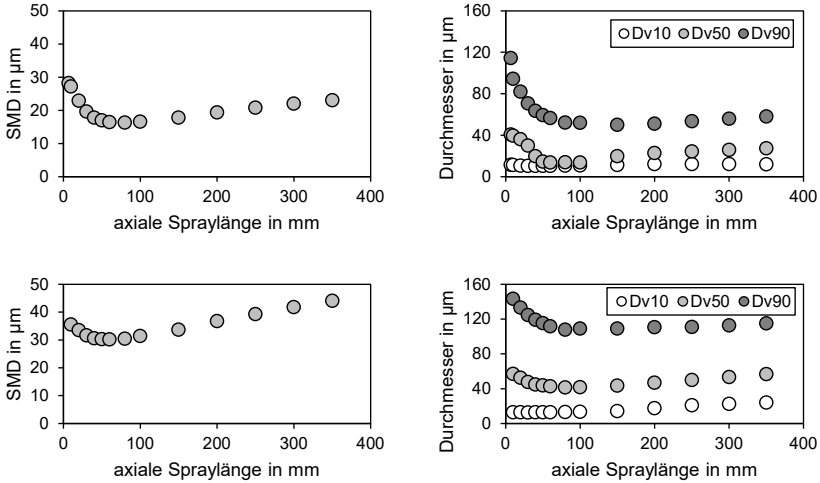


Bild 2: axialer Verlauf von SMD (links), D_{v10}, D_{v50} und D_{v90} (rechts) für Zerstäubungsversuche mit Wasser bei Druckluftdurchflüssen von 6,24 kg/h und 5,2 bar (oben) sowie 2,64 kg/h und 2,6 bar (unten).

3. Verbrennungsversuche

3.1 FLOX®-Testbrennkammer

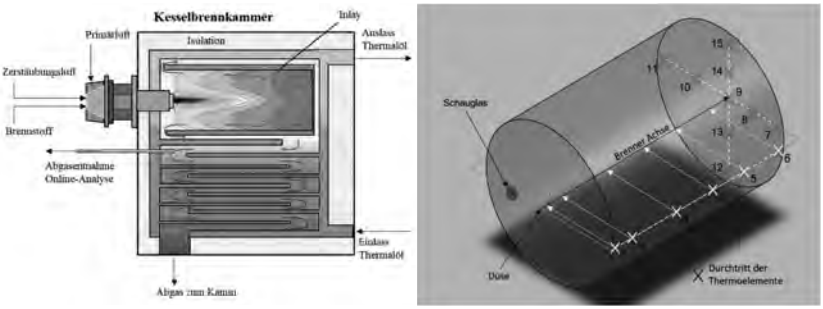


Bild 3: Schematischer Aufbau (links) und Geometrie (rechts) der 150 kW_{th} FLOX® Versuchsbrennkammer am IFK.

In Bild 3 sind der schematische Aufbau der eingesetzten Umlenkbrennkammer sowie die Zugänglichkeiten für Gas- und Temperaturmessungen innerhalb der Brennkammer zu sehen. Die zylindrische, ölgekühlte Brennkammer hat einen Durchmesser von 400 mm und ist 1000 mm lang. Die Austrittsöffnung am Brenner befindet sich 30 mm von der Stirnseite

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

innerhalb der Brennkammer. Zur Strömungsführung und Isolation des Brennraumes gegen zu starkes Abkühlen ist ein Inlay aus hitzebeständigem Stahl in der Brennkammer platziert. Dieses misst 365 mm im Durchmesser und 955 mm in der Länge.

Der installierte FLOX®-Brenner hat eine thermische Leistung von bis zu 150 kW_{th} und wird im Anfahrbetrieb mit Erdgas betrieben. Im eigentlich FLOX®-Betrieb kommen flüssige Brennstoffe zum Einsatz. Das Aufheizen der Brennkammer ist Voraussetzung für den FLOX®-Betrieb, weil sowohl Brennstoff als auch Verbrennungsluft bei Raumtemperatur in die Brennkammer eingedüst werden [6]. Sobald die Brennkammer ausreichend heiß ist, dass sich der Brennstoff dort selbst entzünden kann und stabil brennt (ca. 700 °C bei Heizöl EL), kann die Erdgaszufuhr abgeschaltet werden und mit der Injektion von flüssigem Brennstoff begonnen werden. Die Brennstoffzugabe erfolgt über die bereits beschriebene druckluftbetriebene, innenmischende Zweistoffdüse, welche sich koaxial im Zentrum des Ringspaltes der Verbrennungsluftzugabe befindet (Bild 4). Dieser Ringspalt hat eine Breite von 2 mm, wodurch die hohen Luftgeschwindigkeiten, welche für den FLOX®-Betrieb vonnöten sind, erreicht werden können. Auf Brennstoffseite kann ein Druck von bis zu 16 bar und auf Druckluftseite von bis zu 8 bar eingestellt werden.

Um auch schwierige Brennstoffe, das heißt Brennstoffe mit erhöhter Viskosität zuverlässig zerstäuben zu können, ist ein Vorwärmer in der Anlage installiert. Dieser erlaubt es den Brennstoff auf bis zu 200 °C vorzuwärmen und dadurch dessen Viskosität zu senken. Die Brennstofftemperatur-messung erfolgt dabei direkt am Eintritt in die Brennstofflanze.

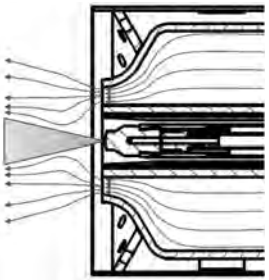


Bild 4: Zugabe von Verbrennungsluft (blau) und Brennstoff (braun).

Die Wände der Brennkammer werden durch Thermalöl gekühlt, welches auf eine Kesseleintrittstemperatur von 90 °C geregelt wird. Eine Reihe von Zugängen erlauben es den Verbrennungsvorgang in der Brennkammer optisch zu analysieren, axiale und radiale Temperaturprofile aufzunehmen sowie lokale Gasmessungen innerhalb der Brennkammer durchzuführen. Messungen für im Rahmen dieser Studie aufgenommene Temperaturprofile wurden mittels variabel positionierbarer Thermoelemente des Typs K durchgeführt.

Gasmessungen wurden ausschließlich im Abgas durchgeführt, wobei die Messung der Gaskonzentration von CO, O_2, CO_2, NO und NO_x im ersten von neun Wärmeübertragerzügen erfolgte. Stickoxide (0-100 ppm) wurden mittels Chemilumineszenz

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

detektiert, CO (0-1000 ppm) und CO_2 (0-20 %) wurden mittels eines NDIR-Analysators gemessen und O_2 (0-16 %) wurde durch einen paramagnetischen Sensor gemessen.

3.2 Experimentelle Bedingungen

Im Rahmen dieser Studie wurde der Einsatz von FFS (Tabelle 1) als Brennstoff in einem Flüssig-FLOX®-Brenner untersucht. Fokus der Experimente lag darauf eine stabile Verbrennung bei niedrigen CO- und NO_x- Emissionen sicherzustellen. Der Einfluss der Parameter Brennstoffvorwärmtemperatur im Bereich von 50 bis 120 °C, Luftzahl von 1,1 bis 1,4, thermische Leistung von 100 bis 150 kW_{th} sowie Zerstäubungsluftdruck von 3 bis 6 bar auf die Verbrennung wurde untersucht (Tabelle 2), was anhand von Emissionen im Abgas sowie den Temperaturen im Brennraum bewertet wurde. Ausgewählte Versuchspunkte wurden ebenfalls mit dem Referenzbrennstoff Heizöl EL durchgeführt.

Tabelle 1: Stoffeigenschaften der eingesetzten Brennstoffe

Eigenschaft	Einheit	Heizöl EL	FFS
Dichte bei 15°C	g/cm^3	0,842[4]	0,90[4]
Heizwert	MJ/kg	42,56[4]	35,61[3]
Kinematische Viskosität bei 37,8 °C	mm^2/s	2,52[3]	21,09[2]
Elementarzusammensetzung			
C-Gehalt	Gew.-%	86,5[1]	65,8[3]
H-Gehalt	Gew.-%	13,3[1]	10,3[3]
O-Gehalt	Gew.-%	Spuren[1]	23,8[3]
N-Gehalt		132 mg/kg[4]	< 0,05 Gew.-%[3]

[1] [20] | [2] [21] | [3] Laboranalysen | [4] Herstellerangaben

3.3 Thermische Leistung und Luftzahl

Tabelle 2: Parametervariation Verbrennungsversuche

Brennstoff	Leistung (P_{th}) in kW_{th}	Vorwärmtemperatur ($\tilde{N}_{VW}$) in °C	Luftzahl (n)	Druck Zerstäubungsluft (p_{DL}) in bar
FFS	100-150	50-120	1,1-1,4	3-6
Heizöl EL	100-125	-	1,18	6

In Bild 5 sind die CO- und NO_x-Emissionen der Verbrennung von FFS dargestellt. Beide Experimente zeigen, dass Temperatur ein kritischer Parameter bei der Verbrennung von FFS ist: Bei zu geringer thermischer Leistung und bei zu hoher Luftzahl sinkt die Temperatur

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

in der Brennkammer ab. Eine Erhöhung der Luftzahl führt dabei zusätzlich noch zu einer verkürzten Reaktionszeit in der Brennkammer. Dadurch kommt es zu unvollständiger Verbrennung, wodurch die CO-Emissionen deutlich ansteigen. Eine stabile Verbrennung von FFS kann in dieser Brennkammer bei P_{th} > 100 kW_{th} und n < 1,25 erfolgen. CO-Emissionen liegen dabei im Bereich zwischen 26,1 und 43,6 mg/kWh.

Die NO_x-Emissionen nehmen mit zunehmender Leistung aufgrund der erhöhten Brennkammertemperatur ebenfalls zu und mit zunehmender Luftzahl aufgrund sinkender Temperaturen ab. Die niedrigsten NO_x-Werte von 89,7 mg/kWh bei stabiler Verbrennung konnten bei einer Leistung von 125 kW_{th} und einer Luftzahl von 1,18 erreicht werden.

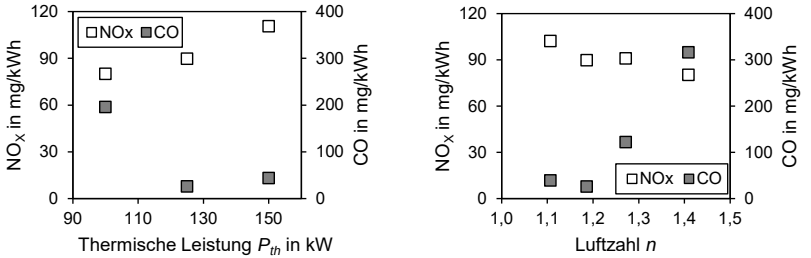


Bild 5: NO_x- und CO-Emissionen für 100, 125, 150 kW_{th} bei n = 1,18, $\tilde{N}_{VW}$ = 120 °C, p_{DL} = 6 bar links und für n von 1,1 bis 1,4 bei 125 kW_{th}, $\tilde{N}_{VW}$ = 120 °C, p_{DL} = 6 bar rechts

3.4 Zerstäubungsluftdruck und Vorwärmtemperatur

Der Einfluss der Brennstoffvorwärmung und einer Variation des Zerstäubungsluftdruckes ist in (Bild 6) aufgetragen. Unterhalb eines Luftdruckes von 4 bar, wird die Zerstäubung schlechter, wodurch die CO-Emissionen stark ansteigen. Bei Luftdrücken zwischen 4 und 6 bar hingegen, ändern sich die CO-Emissionen kaum. Es ist jedoch ein Einfluss des Zerstäubungsluftdruckes auf die NO_x-Emissionen erkennbar. Pro bar Druckerhöhung, sinken die NO_x-Emissionen um ca. 5 mg/kWh, was einer Reduktion um 5-6 % entspricht. Vermutlich ist der Grund dafür, dass, wie in 2.2 gezeigt, deutlich weniger sehr große Tropfen (> 100 µm) entstehen. Diese großen Tropfen verdampfen sehr viel langsamer als die kleinen Tropfen. So kommt es zu lokal erhöhten Brennstoffkonzentrationen, welche die NO_x-Bildung über den Prompt- und Brennstoff-NO_x-Pfad begünstigen. Sharma et. al beobachteten Ähnliches [22]. Bei sehr niedrigen Drücken und damit großen Tropfen kommt es zur unvollständigen Umsetzung des Brennstoffes, sodass vermehrt CO entsteht und weniger NO_x.

Die Brennstoffvorwärmung hat ebenfalls einen entscheidenden Einfluss auf die Stabilität der Verbrennung von FFS. Unterhalb einer Brennstofftemperatur von 50 °C war keine

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

selbsterhaltende Verbrennung möglich. Ab 50 °C konnte sich die Verbrennung bei erhöhten CO-Emissionen selbst erhalten und bei noch höheren Temperaturen kann eine stabile Verbrennung bei geringen CO-Emissionen erfolgen. NO_x-Emissionen sind für 80 und 100 °C mit 102,2 und 102,8 mg/kWh ähnlich. Bei $\tilde{N}_{VW}$ = 120 °C konnten die NO_x-Emissionen um 13 % auf 89,7 mg/kWh reduziert werden, was der reduzierten Viskosität und damit besseren Zerstäubung zugeschrieben wird.

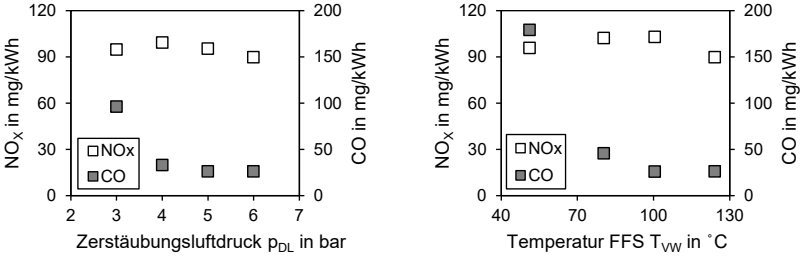


Bild 6: NO_x- und CO-Emissionen für $\tilde{N}_{VW}$ 50 – 120 °C bei P_{th} = 125 kW_{th}, n = 1,18 p_{DL} = 6 bar rechts und für p_{DL} 3 bis 6 bar bei P_{th} = 125 kW_{th}, $\tilde{N}_{VW}$ = 120 °C, n = 1,18 links

Wie in Tabelle 3 gezeigt, ist die Viskosität von FFS stark temperaturabhängig. Unterhalb von 100 °C zeigt sie einen exponentiellen Anstieg, was erhöhte SMD bedingt. Bei 80 °C ist der SMD gegenüber 100 °C um 23 % Prozent erhöht, bei 50 °C um 98 %. Die Effekte der erhöhten Vorwärmtemperatur auf CO und NO_x sind sehr ähnlich zu denen des erhöhten Luftdruckes. Hinsichtlich der CO-Emissionen ist die Vorwärmtemperatur allerdings der sensitivere Parameter, da sich bei geringerer Temperatur nicht nur die Tropfen im Spray vergrößern, sondern diese zusätzlich noch länger zum Verdampfen benötigen.

Tabelle 3: Temperatur- und druckluftdurchflussabhängiger Sauterdurchmesser für FFS.

Temperatur	°C	50	80	100	120
Viskosität[1]	mm^2/s	14,45[1]	6,96[1]	4,79[1]	3,91[3]
SMD[2]	µm	41,5	25,7	20,9	18,9
Druck	bar	3	4	5	6
Zerstäubungsluft	kg/h	2,66	3,76	4,95	6,26
SMD[2]	µm	40,2	27,0	21,9	18,9

[1] [21] | [2] berechnet nach Korrelation von Rizk & Lefebvre | [3] extrapoliert nach [21]

3.5 Brennstoffvergleich

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Im Folgenden wird Heizöl EL mit FFS verglichen (Tabelle 4). $\tilde{N}_{VW}$ der FFS betrug 120 °C, Heizöl EL hatte eine Temperatur von 34 °C. Die CO-Emissionen bei der Verbrennung von Heizöl EL sind mit 9,2 mg/kWh deutlich geringer als die von FFS mit 26,1 mg/kWh. Ebenfalls sind die NO_x-Emissionen der FFS mit 89,7 mg/kWh um ca. 7 % leicht erhöht gegenüber denen von Heizöl EL. Ob diese Erhöhung den größeren Tropfen oder einem gegebenenfalls erhöhten Stickstoffgehalt der FFS geschuldet ist, konnte nicht final geklärt werden, da aufgrund von Einschränkungen des zur Verfügung stehenden Messgerätes der Stickstoffgehalt von FFS nicht genau bestimmt werden konnte (Tabelle 1).

Tabelle 4: Vergleich Heizöl EL und FFS bei 125 kW_{th}, n = 1,18, p_{DL} = 6 bar und $\tilde{N}_{w}$ = 120 °C

Brennstoff	SMD in µm	CO in mg/kWh	NO_x in mg/kWh	$\tilde{N}_{Durchschnitt}$ in °C	$\tilde{N}_{max}$ in °C
Heizöl EL	13,4	9,2	83,6	950	1144
FFS	18,9[4]	26,1	89,7	938	1101

[4] Ölsäure als Modellsubstanz für FFS auf Rapsölbasis (bis zu 55 Gew.-% Ölsäure [20])

Bild 7 zeigt in der Brennkammer ermittelte Temperaturprofile für FFS (links) und Heizöl EL (rechts). Die schwarzen Punkte stellen Temperaturmessungen dar, dazwischen wurde kubisch interpoliert und das Ergebnis an der Brennerachse gespiegelt.
Die Temperaturfelder für beide Brennstoffe sind sehr ähnlich: Brennstoff und Luft kommen kalt in die Brennkammer, heizen sich auf dem Weg zur hinteren Brennkammerwand auf, reagieren und erreichen im hinteren Bereich der Brennkammer ein Temperaturmaximum. Auf dem Rückweg entlang der Wände des Inlays kühlt sich das Gas bereits ab und ein Teil der Abgase vermischt sich mit der kalten Verbrennungsluft.

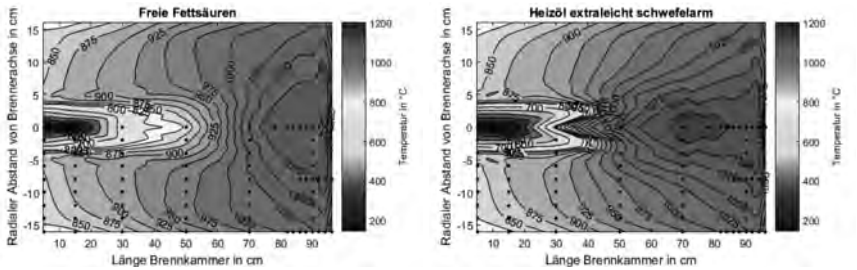


Bild 7: Temperaturprofile für FFS (links) und Heizöl EL (rechts) bei gleichen Bedingungen (Tabelle 4)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bei Heizöl EL läuft die Verbrennungsreaktion schneller ab und es werden höhere Temperaturen erreicht als bei FFS, was sich am vorgelagerten Temperaturmaximum von 1144 °C bei der Brennkammerlänge von 78 cm zeigt. Bei FFS liegt das Temperaturmaximum nahe der Rückwand bei 93 cm und fällt mit 1101 °C niedriger aus. Vermutlich liegt dies daran, dass Heizöl EL eine Mischung vieler verschiedener Kohlenwasserstoffe darstellt, welche über einen Bereich von 150-350 °C [23] sieden und damit über einen größeren Temperaturbereich relativ gleichmäßig verdampfen. FFS hingegen bestehen aus weniger Verbindungen, überwiegend aus Ölsäure, Linolsäure und Linolensäure [20], welche Siedetemperaturen von 360 , 232 und 230 °C [24-26] aufweisen. Dadurch ergeben sich gegebenenfalls stärker ausdifferenzierte Verdampfungszonen der einzelnen Substanzen. Die mittlere Brennkammertemperatur ist in beiden Fällen ähnlich, wobei diese bei Heizöl EL mit 950 °C etwas höher ist als bei FFS mit 938 °C.

Aufgrund der Ergebnisse der vorigen Kapitel ist es wahrscheinlich, dass eine längere Brennkammer für den Einsatz von FFS günstig wäre, da diese eine größere Verweilzeit in einer heißen Brennkammer zur vollständigen Reaktion benötigen. Trotz Brennstoffvorwärmung bis nahe an den Flammpunkt von 190 °C [24] und hoher Zerstäubungsluftdrücke verbrennen FFS in der eingesetzten Brennkammer nur ab einer Leistung von 125 kW_{th} ($\tilde{N}_{Durchschnitt}$ = 938°C) bei geringen CO-Emissionen. Allerdings liegt auch in diesen Fällen das Temperaturmaximum an der Brennkammerrückwand.

3.6 FLOX®-Modus

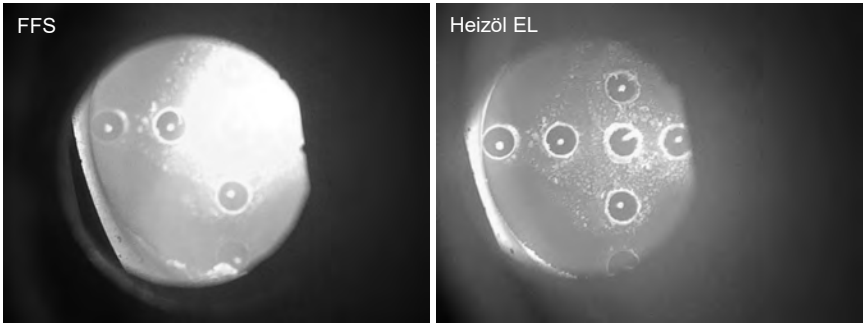


Bild 8: Hauptreaktionszone bei P_{th} = 125 kW_{th}, n = 1,18, p_{DL} = 6 bar, $\tilde{N}_{VW}$ = 120 °C

In Bild 8 ist linkerhand eine Aufnahme bei der Verbrennung von FFS abgebildet und rechter Hand von Heizöl EL. In beiden Fällen ist der gleiche Ausschnitt der Brennkammer fotografiert. Die Position des Schauglases (Bild 3) ermöglicht einen nahezu frontalen Blick auf die Rückwand der Brennkammer, sodass der Bereich von Brennkammerlänge von 50 cm auf der Brennermittelachse bis zur Rückwand hin durchblickt wird.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Für Heizöl EL konnte flammenloser Betrieb sichergestellt werden, in der Hauptreaktionszone sind keine Flammen sichtbar. Bei FFS hingegen, konnte kein reiner FLOX®-Betrieb erreicht werden. In der Hauptreaktionszone befand sich ein leuchtender Feuerball.

4. Zusammenfassung

Der Einsatz freier Fettsäuren in einem FLOX-Brenner im Technikumsmaßstab wurde bei Leistungen zwischen 100 und 150 kW_{th} für Luftzahlen zwischen 1,1 und 1,4, Zerstäubungsluftdrücke zwischen 3 und 6 bar sowie Brennstofftemperaturen zwischen 50 und 120 °C untersucht und Verbrennungsexperimenten unter FLOX-Bedingungen mit Heizöl extraleicht schwefelarm sowie Zerstäubungsexperimenten mit Wasser unter vergleichbaren Bedingungen gegenüber gestellt. Zerstäubungsluftdruck und Vorwärmtemperatur wurden für die Verbrennung von freien Fettsäuren als kritische Parameter für eine Optimierung der Verbrennung identifiziert, da bei zu geringer Zerstäubungsluftzugabe und zu hoher Viskosität zu große Tropfen entstehen, was zu hohen CO-Emissionen und erhöhten NO_x-Emissionen führen kann. Ein vollständig flammloser Betrieb konnte mit freien Fettsäuren nicht erreicht werden, jedoch konnte ein Betrieb stabiler Verbrennung bei gleichbleibend niedrigen CO- und NO_x-Emissionen realisiert werden, welche ein ähnliches Niveau wie bei Heizöl EL unter flammlosen Verbrennungsbedingungen erreichten. Freie Fettsäuren benötigen eine im Vergleich zu Heizöl EL deutlich höhere Verweilzeit zur vollständigen Verbrennung, was beispielsweise durch eine längere Brennkammer erreicht werden könnte.

Danksagung

Diese Arbeit resultiert aus dem BMWi Forschungsprojekt “FLOX-Ölbrenner” (Förderkennzeichen: KF2530203ZG4). Die Autoren bedanken sich beim Deutschen Bundesministerium für Wirtschaft und Energie für die finanzielle Unterstützung. Des Weiteren bedanken sich die Autoren bei den Projektpartnern e-flox GmbH und OWI Oel-Waerme-Institut GmbH für anregende Diskussionen zu experimentellen Ergebnissen sowie bei H. Holz, T. Matthies, S. Grathwohl und M. Hein für Unterstützung beim Umbau und der Weiterentwicklung der Technikumsanlage und bei J. Müller von tetec-müller für ergiebige Gespräche über Zweistoffdüsen.

Literaturverzeichnis

1. Abuelnor, A.A.A., et al. Flameless combustion role in the mitigation of NOX emission: a review. International Journal of Energy Research. 2014, 38, S. 827-846.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. McAllister, S., Chen, J.Y. und Fernandez-Pello, A.C. Fundamentals of Combustion Processes. s.l. : Springer: New York, 2011.
3. Soete, G. de. Physikalisch-chemische Mechanismen bei der Stickstoffoxidbildung in industriellen Flammen. Gas Wärme International. 1981, 30(1), S. 15-23.
4. Tabacco, D., Innarella, C. und Bruno, C. Theoretical and numerical investigation on flameless combustion. Combustion Science and Technology. 2002, 174, S. 1-35.
5. Cavaliere, A. und Joannon, M. Mild Combustion. Progress in Energy and Combustrion Science. 2004, 30, S. 329-366.
6. Wünning, J.A. und Wünning, J.G. Flamless oxidation to reduce thermal NO-formation. Progress in Energy Combustion Science. 1997, 23, S. 81-94.
7. Veríssimo, A.S., Rocha, A.M.A. und Costa, M. Experimental study on the influence of thermal input on the reaction zone under flameless oxidation conditions. Fuel Processing Technology. 2013, 106, S. 423-428.
8. Weber, R., Smart, J.P. und Kamp, W. On the (MILD) combustion of gaseous, liquid and solid fuels in high temperature preheated air. Proceedings of the Combustion Institute. 2005, 30, S. 2623-2629.
9. High Temperature Air Combustion: From Energy Conservation to Pollution Reduction. Tsuji, H. Boca Raton Florida, USA : s.n., 2003. CRC. Bd. 4.
10. Szegö, G.G. Experimental and numerical investigation of a parallel jet MILD combustion burner system in a laboratory-scale furnace. University of Adelaide PhD Thesis : s.n., 2010. University of Adelaide PhD Thesis.
11. Ling, Z., et al. Establishing a low-NOX and high-burnout performance in a large-scale, deep-air-staging laboratory furnace fired by a heavy-oil swirl burner. Applied Thermal Engineering. 2015, 79, S. 117-123.
12. Reddy, V. M., et al. Experimental and numerical analysis for high intensity swirl based ultra-low flameless combustor operating with liquid fuels. Proceedings of the Combustion Institute. 2015, 35, S. 3581-3589.
13. Reddy, V. M., et al. Combustion characteristics of biodiesel fuel in high recirculation conditions. Fuel Processing Technology. 2014, 118, S. 310-317.
14. Reddy, V. M. und Kumar, S. Development of high intensity low emissions combustor for achieving flameless combustion of liquid fuels. Propulsion and Power Research. 2013, 2(2), S. 139-147.
15. Derudi, M. und Rota, R. Experimental study of the mild combustion of liquid hydrocarbons. Proceedings of the Combustion Institute. 2011, 33, S. 3325-3332.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

16. Ye, J., et al. An experimental study on MILD combustion of prevaporised liquid fuels. Applied Energy. 2015, 151, S. 93-101.
17. Arghode, V. K., Khalil, A. E. E. und Gupta, A. K. Fuel dilution and liquid fuel operational effects on ultra-high thermal intensity distributed combustor. Applied Energy. 2012, 95, S. 132-138.
18. Lefebvre, A.H. Atomization and Sprays. New York : Hemisphere Publishing, 1989.
19. Ferreira, G., et al. Design optimization of twin-fluid atomizers with an internal mixing chamber for heavy fuel oils. Fuel Processing Technology. 2009.
20. Anneken, D. J., et al. Fatty Acids. Ullmann´s Encyclopedia of Industrial Chemistry 7th Edition. s.l. : Wiley-VCH Verlag EmbH & Co. KGaA, 2011.
21. González, F. O. C., et al. Estudio de la densidad y de la viscosidad de algunos ácidos grasos puros. Grasas y Aceites. 1999, Bd. 5, 50, S. 359-368.
22. Sharma, S., et al. On the effect of spray paramters on CO and NOx emissions in a liquid fuel fired flameless combustor. Fuel. 2017, 199, S. 229-238.
23. Küchen, C. und Spitzmüller, K. Heating Oil. Ullmann´s Encyclopedia of Industrial Chemistry 7th Edition. s.l. : Wiley-VCH Verlag EmbH & Co. KGaA, 2011.
24. National Center for Biotechnology Information. PubChem Compound Database. [Online] [Zitat vom: 14. 06 2017.] https://pubchem.ncbi.nlm.nih.gov/compound/445639.
25. National Center for Biotechnology Information. PubChem Compound Database. [Online] [Zitat vom: 14. 06 2017.] https://pubchem.ncbi.nlm.nih.gov/compound/5280450.
26. National Center for Biotechnology Information. PubChem Compound Database. [Online] [Zitat vom: 14. 06 2017.] https://pubchem.ncbi.nlm.nih.gov/compound/5280934.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Verbrennungsoptimierung durch feinst vermahlene, abfallstämmige Ersatzbrennstoffe

Erfahrungen bei der 100%igen Substitution von fossilen Brennstoffen in der Zementindustrie

Dirk Lechtenberg, MVW Lechtenberg & Partner, Duisburg

Kurzfassung

Das auf die Aufbereitung und Nutzung von Ersatzbrennstoffen / alternativen Brennstoffen für die Zement- und Kalkindustrie spezialisierte Beratungsunternehmen MVW Lechtenberg wurde beauftragt, eine neuartige, kombinierte Zerkleinerungs-, Separierungs- und Trocknungstechnik, die Si-Tro-Zer Technik, zu testen und zu bewerten.

In einem westfälischen Zementwerk, einem Drehrohrofen mit einer Klinkerproduktion von 1800 Tagestonnen, wurde eine Versuchsanlage installiert, die abfallstämmige Ersatzbrennstoffe („Fluff“) mit Korngrößen von ca. 30 mm Kantenlänge und einem Feuchtegehalt von ca. 17%, bei einem Heizwert von etwa 23 MJ/kg in einem Schritt sichtet, trocknet und auf rund 10 mm Korngröße vearbeitet. Bei Nutzung der Klinkerkühlerabluft wurde das Material auf einen Feuchtegehalt von ca. 10% getrocknet. Dadurch wurde es möglich, den Drehrohrofen zu 100%, ohne fossile Brennstoffe, kontinuierlich über den Hauptbrenner zu befeuern.

Bei einer Energieaufnahme von 18 kWh / Tonne Ersatzbrennstoff für die mechanische Zerkleinerung und Verschleiß- sowie Wartungskosten von etwa 20 Cent / Tonne Ersatzbrennstoff ermöglicht diese Technologie erstmals den wirtschaftlichen und vollständigen Ersatz von fossilen Brennstoffen in einem Zementwerk.

Abstract

MVW Lechtenberg & Partner was instructed to evaluate and audit a new technology, which separates, dries and comminutes refuse derived fuels in a combined process. The so-called “Si-Tro-Zer” technology was first installed in a cement plant in North Rhine-Westphalia, Germany, having a rotary kiln of 1800 tons of clinker output per day. Waste-derived alternative fuel (“fluff”) of grain sizes up to some 30 mm, moisture of some 17%, and net calorific value of some 23 MJ/kg is air classified, dried and comminuted down to some 10 mm grain size simultaneously. By means of clinker cooler exhaust air the material was dried

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

down to some 10% residual moisture. Thus, it was possible to operate the rotary kiln at 100% of alternative fuels without primary fossil fuel, through the kiln burner.
At an energy consumption level of ca. 18 kWh per ton of alternative fuel for mechanical comminution, and wear cost including maintenance of some 20 cent per ton, this technology enables for the first time the economic and entire replacement of fossil fuels in a cement plant.

1. Technologie

Die Voges Mühle verwendet einen neuartigen technologischen Ansatz zur Feinstvermahlung von unter anderem fluffigen Ersatzbrennstoffen (EBS), die in erster Linie aus vorzerkleinerten Kunststoffen, Verbundstoffen, Papier und anderen heizwertreichen Fraktionen bestehen. Im kontinuierlichen Materialstrom wird der EBS von Störstoffen befreit (**Si**chtung), gleichzeitig mit der vom Klinkerkühler abgezweigten Abluft getrocknet (**Tro**cknung) und im aufsteigenden Flugstrom auf die gewünschte Korngröße zerkleinert (**Zer**kleinerung).
Der aufbereitete EBS wird in einem Abscheidezyklon von der Transportluft befreit und gelangt dann pneumatisch zur Ofenfeuerung.
Die separierten Störstoffe werden gesammelt und können dem Recyclingunternehmen wieder angedient werden.
Die sogenannte **Si-Tro-Zer** Technologie kombiniert somit drei Verarbeitungsschritte in einer Anlage. Auf dem Wirkprinzip einer Luftwirbelmühle basierend, besteht hier jedoch der signifikante Unterschied, dass dreidimensionale Teile mit einem höheren Schüttgewicht nicht direkt dem Zerkleinerungsraum zugeführt werden, sondern vorab, durch eine integrierte Luftsichtung, abgetrennt werden.

2. Verfahrensbeschreibung

Der mittels Walking-Floor LKWs angelieferte Ersatzbrennstoff (EBS) wird kontinuierlich einer Annahme- und Dosierstation zugeführt. Hier erfolgt die Auflockerung der Ersatzbrennstoffe.
Über Förder- und Wiegetechnik wird der EBS pneumatisch dem Si-Tro-Zer Aggregat zugeführt.
Der EBS wird von oben pneumatisch oder mechanisch durch den hohlen Rotor dem rotierenden Streuteller zugeführt, der wichtige Funktionen erfüllt:
Der Materialstrom wird sowohl in radialer als auch in tangentialer Richtung beschleunigt und auf den gesamten Umfang im Aggregat verteilt. Der Aufprall des Materialstromes am Prallring bewirkt eine Desagglomeration. Die Trocknungs- und Regelungsluft dienen in der Sichtungszone dem Trennen von Leicht- und Störstoffen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Leichtstoffe werden aufströmend in die Zerkleinerungszone geleitet, durch hohe Umfangsgeschwindigkeit weiter zerkleinert und auf die gewünschte Restfeuchte getrocknet. Das Zerkleinerungsprinzip dieser Mühle basiert auf einem mit hoher Peripheriegeschwindigkeit drehenden Rotor und dem hohen Luftdurchsatz, wobei der Luftstrom in der Mahlzone in starke Turbulenzen versetzt wird. In diesen Wirbeln werden die zu zerkleinernden Partikel beschleunigt und kollidieren miteinander und mit den Mahlwerkzeugen. Hierdurch wird eine erhebliche Reduzierung der Korngröße erreicht.

Die durch Schwerkraft abgeschiedenen Störstoffe fallen im unteren Bereich der Sichtungszone an und werden mittels integrierter Kratzkettenförderer automatisch ausgetragen und in dafür bereitgestellten Containern gesammelt.

Der aufbereitete und nachgetrocknete EBS wird mit einem Zyklon von der Förderluft abgeschieden und gelangt pneumatisch zur Ofenfeuerung.

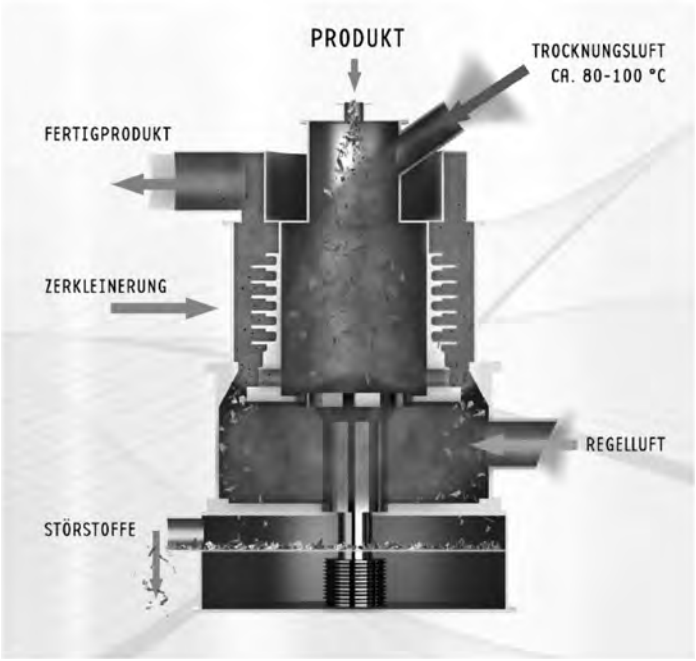


Bild 1: Funktionsdarstellung der Si-Tro-Zer Technologie

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

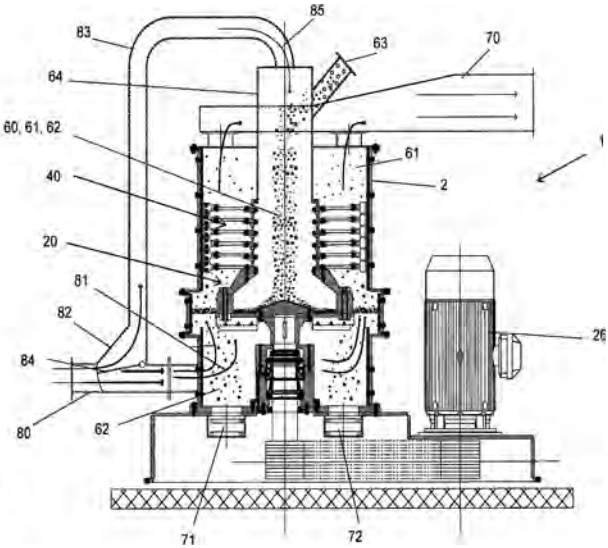


Fig. 1

Bild 2: Funktionsdarstellung Detail

3. Ersatzbrennstoffoptimierung

Der Einsatz von Ersatzbrennstoffen in der Zementindustrie führt häufig zu Produktionsverlusten in der Zementklinkerproduktion. Die Haupteinflussfaktoren bei dem Einsatz von Ersatzbrennstoffen sind:

- Aschezusammensetzung
- Feuchtigkeit
- Heizwert
- Stückgröße

Die Si-Tro-Zer Mühle verarbeitet handelsüblichen Ersatzbrennstoff zu einem fein vermahlenen, trockenerem Produkt, das mögliche Klinkerproduktionsverluste reduziert. Im Nachfolgenden gehen wir insbesondere auf den Themenbereich „Trocknung“ und „Korngröße“ ein.

4. Trocknung

Eine Trocknung des Ersatzbrennstoffes ist vorteilhaft, da unter anderem die im Ersatzbrennstoff enthaltene Feuchtigkeit den Gasvolumenstrom erhöht.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Wenn die Kapazität des Abgasventilators im Zementwerk begrenzt ist und das erhöhte Gasvolumen nicht bewältigen kann, muss die Dosierung des Rohmehles reduziert werden. Dies führt zu einer verminderten Klinkerproduktion. Eine Modifizierung des Vorwärmers/Kalzinators oder des bestehenden Abgasventilators wäre eine Möglichkeit, um die Probleme bei der Klinkerproduktion zu beheben [7]. Die Ursache der verminderten Produktionskapazität ist ein erhöhtes spezifisches Gasvolumen von alternativen Brennstoffen aufgrund von höherem Feuchtigkeitsgehalt, niedrigeren Kohlenstoff/Wasserstoff Verhältnis und höherem Mindestluftbedarf. Steigende Substitutionsraten erhöhen das Abgasvolumen, welches aufgrund der Kapazitätsbegrenzung dieses bestimmten Abgasventilators nicht verarbeitet werden kann. Demzufolge muss in diesem Fall die Dosierung des Rohmehles reduziert werden. Gemäß [4] liegt die übliche Reduzierung der Klinkerproduktion bei 2 Tonnen Klinker für eine Tonne Feuchtigkeitseintritt, und weiterhin 0,23 Tonnen Klinker je Tonne Falschlufteintritt.

5. Spezifischer Energieverbrauch

Zementwerke stellen eine Erhöhung des spezifischen Energieverbrauchs fest, wenn fossile Brennstoffe durch alternative Brennstoffe ersetzt werden. Diese Befunde werden durch viele Faktoren ausgelöst, welche den spezifischen Energieverbrauch je kg Klinker beeinflussen.

Einige dieser Faktoren beinhalten Wärmeverluste durch erhöhten Lufteinlass. Beispielsweise führt die Installation einer zusätzlichen Aufgabestelle von alternativen Brennstoffen in den Kalzinator zu Wärmeverlusten aufgrund von zusätzlicher Kaltlufteinspeisung. Der Wärmeverlust wird durch zusätzlichen Kohleverbrauch ausgeglichen und erhöht somit den spezifischen Energieverbrauch je kg Klinker.

Ähnlich können auch andere Wärmeverluste kalkuliert werden, wie zum Beispiel:

- erhöhter Luftbedarf für die Verbrennung von alternativen Brennstoffen,
- erhöhte (sekundärer) Luftzufuhr, die für den erhöhten Luftbedarf benötigt wird,
- Falschlufteintritt,
- Wasserverdampfung (die meisten alternativen Brennstoffe beinhalten weitaus mehr Feuchtigkeit als fossile Brennstoffe).

Erfahrungen von Zementwerken, die hohe Substitutionsraten durch alternative Brennstoffe erzielen, liefern somit einige Faustregeln zur Orientierung. Beispielsweise steigt der spezifische Wärmeenergieverbrauch eines 4-stufigen, doppelsträngigen Vorwärmerofens (~2,800t/Tag) bis zu ca. 15%, wenn man die Substitutionsrate von 0% auf 75% erhöht. Jedoch akzeptieren die Zementwerke diese erhöhten Energieverbräuche, da die wirtschaftlichen Vorteile von alternativen Brennstoffen dies stark mindern oder zumindest ausgleichen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

In [4] werden erhöhte Wärmeverbräuche quantifiziert, die durch Feuchte, Falschluft und Sauerstoff beeinflusst werden:

Tabelle 1: Aufstellung der Steigerung des Wärmeverbrauchs verursacht durch Feuchte, Falschluft, Sauerstoff (Quelle: [4])

Beeinflusst durch	Einheit	Steigerung des Wärmeverbrauchs
Feuchte	[MJ/kg H2O]	2,10
Falschluft	[MJ/Nm3]	1,00
Sauerstoff (durch erhöhten Verbrennungsluftanteil)	[MJ/%O2]	1,60

6. Technologischer Ansatz

Bei der Si-Tro-Zer Technik, wird Heißluft aus dem Klinkerkühler abgezogen und der Mühle zugeführt. Im Pilotprojekt wurde Heißgas von ca. 12.000 – 16.000 Nm³ mit einer Temperatur von 100°C über eine 300mm Rohrleitung der Mühle zugeführt.

Der eingesetzte Ersatzbrennstoff hat herkunftsbedingt einen schwankenden Feuchtegehalt von ungefähr 17%, manches Mal bis zu 25%.

Durch die zugeführte Heißluft wurde ein Trocknungsgrad von < 10% Feuchte erreicht.

Die im Prozess entstehende Wärme (Reibung) wurde bei der Trocknungsberechnung nicht mit einbezogen, da keine Daten über die tatsächlich im Prozess entstehende Wärme vorlagen.

Auch liegen keine verwertbaren Daten für die tatsächliche Trocknungsleistung vor. Aus den bisherigen Analysendaten des Ersatzbrennstoffes vor der Mahltrocknung und nach der Mahlttrocknung konnte jedoch eine signifikante Feuchtigkeitsreduzierung von rund 10% absolut festgestellt werden.

Da dieser Trocknungsgrad ohne nennenswerte Investitionen für die Rohrleitungen und weitere Techniken erzielt werden konnte, stellt die Mahltrocknung mit vorhandener Abwärme eine optimale Möglichkeit dar, den Feuchtegehalt von Ersatzbrennstoffen zu reduzieren und damit eine verbesserte Verbrennung bei reduzierten Klinkerproduktionsverlusten und geringerem Energiebedarf je Tonne Klinker zu erreichen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 2: Theoretischer Wärmebedarf zur Trocknung des EBS

Trocknungskapazität							
1. Material vor Trockner		**Material nach Trockner**					
Material feucht	3.000 kg/h	Material mit Restfeuchte	2.667 kg/h				
Feuchte	20%	Restfeuchte	10%				
davon Wasser	600 kg/h	davon Wasser	267 kg/h				
davon Trockensubstanz	2.400 kg/h	davon Trockensubstanz	2.400 kg/h				
2. Zu verdampfende Wassermenge		**333 kg/h**					
3. Feuchtgut Temperatur	15 °C	Trockengut Temperatur	50 °C				
4. Energiemenge des Heißgases							
Volumen Norm		16.000	Nm³/h				
Dichte bei Normbedingungen		1,293	kg/m³				
Menge		20.688	kg/h				
Temperatur Heißgas		100,0	°C				
Temperatur Umgebung		15	°C				
Temperatur nach Trockner		50	°C				
Spez- Wärmekapazität		1,01	kJ/kg K				
Verfügbare Wärmemenge				**1.776.065**	**kJ/h**	**0,5**	**MW**
5. Verdampfen des Wassers - Grunddaten							
Spez. Wärmekapazität Wasser		4,2	kJ/kg K				
Spez. Wärmekapazität Trockengut Trockenmasse		1,05	kJ/kg K				
Spez. Verdampfungsenthalpie Wasser bei 100°C		2.257	kJ/kg				
6. Benötigte Wärmemengen							
Wärme für zu verdampfende Menge Wasser **Qw**				871.333	kJ/h	0,24	MW
Wärmeaustrag Trockenmasse des Trockenguts **Q tg tm**		88.200	kJ/h				
Wärmeaustrag Restwassergehalt des Trockenguts **Q tg rw**		39.200	kJ/h				
Wärmeaustrag gesamt Trockengut **Qtg = Q tg tm + Q tg rw**				127.400	kJ/h	0,04	MW
Wärmeverluste **n**		0	%	0	kJ/h	0,00	MW
Wärmeaustrag Trockenluft nach Trockner **Q abluft**				731.321	kJ/h	0,20	MW
Wärmen gesamt Q ges = n(Qw+Qtg)+Q abluft				**1.730.054**	**kJ/h**	**0,48**	**MW**
7. Wärmeüberschuss				**46.011**	**kJ/h**	**0,013**	**MW**
Verfügbare Heißluft liefert ....% der benötigten Wärme				**103%**			

7. Korngröße

Das Brennverhalten von Brennstoffpartikeln ist größtenteils abhängig von der Größe, Dichte und Oberfläche des jeweiligen Brennstoffes. Insbesondere bei der Feuerung von EBS über den Hauptbrenner gilt dies in besonderem Maße. Vor allem größere Brennstoffpartikel mit höherer Dichte und kleiner Oberfläche neigen dazu, aus der Hauptbrennerflamme zu fallen bevor sie komplett verbrennen [1]. Die folgende Abbildung veranschaulicht die Verbrennungsgeschwindigkeit im Zusammenhang mit spezifischen Oberflächen von verschiedenen Brennstoffarten:

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

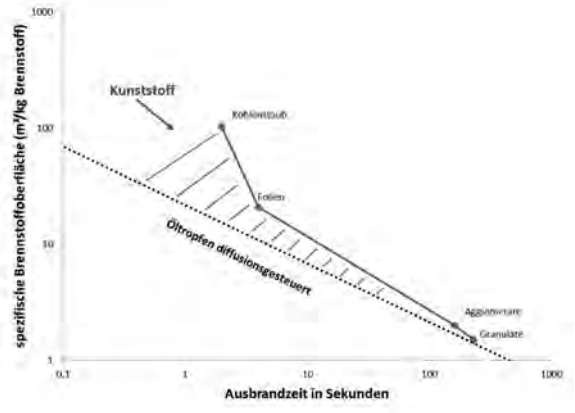


Bild 3: Verbrennungsgeschwindigkeit und spezifische Brennstoffoberflächen (gemäß Angaben von [2])

Es ist deutlich zu sehen, dass gröbere Partikel eine längere Flugbahn haben, wenn sie den Hauptbrenner verlassen. Teilweise ungebrannte Partikel können in das Klinkerbett im Drehrohrofen fallen und dort reduzierende Verbrennungsbedingungen verursachen. Die unzureichende Sauerstoffzufuhr zu den im Klinkerbett eingeschlossenen Brennstoffpartikeln bewirkt eine Reduzierung des dreiwertigen Eisens (Fe^{3+}) zu zweiwertigem Eisen (Fe^{2+}). Fe^{2+} kann in das Alit-Kristallgitter aufgenommen werden. Sobald das Eisen während des Klinkerkühlprozesses wieder zu dreiwertigem Eisen oxidiert wird, ist es nicht mehr kompatibel mit dem Kristallgitter des Alits. Dies verursacht eine Umwandlung des Alits in eine nicht hydraulische Modifikation von Belit und von Freikalk. Beides wiederum führt zu einer Reduzierung der Frühfestigkeit des Zements [1, 5].

Reduzierend gebrannter Klinker ist normalerweise braun anstatt dunkelgrau und kann somit leicht optisch identifiziert werden. Reduzierend gebrannte Klinkergranalien besitzen üblicherweise einen braunen Kern. Der Klinker ist durch das Vorhandensein von Fe^{2+} Ionen in der Ferrit (C_4AF) Matrix braun. Wenn nur Fe^{2+} Ionen in der Ferrit-Matrix vorhanden sind, ist der Klinker braun oder grau [3]. Die graue Färbung stammt eindeutig von Mg^{2+}, das als Fremdion im Ferrit-Gitter eingebaut ist. Fe^{2+} ist in der Lage, Mg^{2+} zu ersetzen, dadurch entsteht die Braunfärbung des Klinkerkerns [5].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 4: Klinkerstücke mit braunem Kern (Quelle: MVW)

Wie oben dargestellt, werden die Form der Hauptbrennerflamme und das Temperaturprofil des Ofens durch das Brennverhalten der Brennstoffpartikel beeinflusst. Unterschiedliche Verbrennungseigenschaften von verschiedenen Brennstoffen können die Sinterzone erheblich verändern. Die nächste Abbildung veranschaulicht die Verschiebungen der Sinter- und Übergangszonen, verursacht durch den erhöhten Einsatz von alternativen Brennstoffen über den Hauptbrenner:

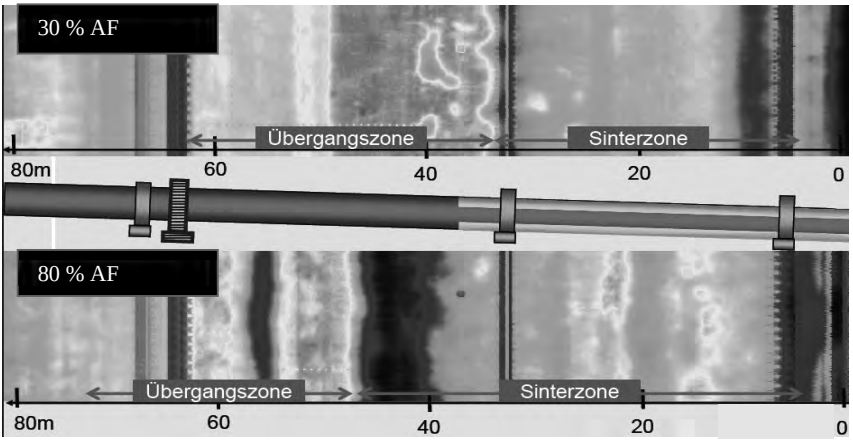


Bild 5: Thermogramme eines Ofen mit unterschiedlicher Menge an alternativen Brennstoffen (Quelle: [6])

In der Versuchsanlage der Si-Tro-Zer wurde ein Ersatzbrennstoff in einer Korngröße von bis zu 50mm eingesetzt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Der zerkleinerte Brennstoff hat eine Korngröße von ca. <10-15 mm. Der Fluff erscheint lediglich handwarm, und die Konsistenz ist sehr locker und flockig. Die Ränder der einzelnen Teilchen sind aufgefasert. Hierdurch besitzen die Brennstoffpartikel eine höhere Oberfläche, die sich vorteilhaft in der Zündung und Verbrennung im Hauptbrenner darstellt. Alle dreidimensionalen Teile (Hartkunststoffe, Fe- und NE-Metalle, Porzellan, Gummi etc.) waren abgeschieden. Durch die Erhöhung der Anzahl der Schlagleisten auf dem Rotor und Erhöhung der Rotorgeschwindigkeiten ist es möglich, den Ersatzbrennstoff auf unter 10 mm weiter zu zerkleinern.

Bild 6: Feinvermahlener Ersatzbrennstoff nach Mahltrocknung

8. Fremdstoffabscheidung

In der Si-Tro-Zer Mühle werden dreidimensionale Materialien im Gleichstrom abgeschieden. Dadurch wird der Eintrag dieser dreidimensionalen Teile in den Mahlraum und in die Feuerung verhindert. Der Austrag aus der Mühle erfolgt automatisch über integrierte Kratzkettenförderer. Da nicht zwischen brennbaren und nicht brennbaren Materialien unterschieden werden kann, finden sich, je nach Eingangsqualität, natürlich auch viele heizwertreiche Partikel (Gummi, Hartkunststoffe) darunter, die über anderweitige Abtrennungsverfahren weiter separiert und ebenfalls einer thermischen Verwertung zugeführt werden können.

Die Abtrennung dieser dreidimensionalen Teile ist auch in der Kraftwerksindustrie von Vorteil.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 7: Abgetrennte dreidimensionale Partikel

9. Verschleiß

Da die Störstoffe nicht in die Zerkleinerungszone gelangen können, wird der Verschleiß an den Schlagmessern deutlich verringert. Ebenfalls sind die weiteren pneumatischen Förderstrecken wesentlich geringer dem Reibverschleiß ausgesetzt.

Die Zerkleinerungswerkzeuge und die Prallplatten können, ohne das Aggregat zu zerlegen, einfach durch die seitlichen Revisionsöffnungen kontrolliert und falls erforderlich, getauscht werden.

Bild 8: Verschleißsituation an Schlagmessern nach 10.000 Betriebsstunden

Im Versuchszeitraum wurden insgesamt rund 32.000 Tonnen Ersatzbrennstoffe zerkleinert. Die im gesamten Zeitraum angefallenen Kosten für Verschleißteile beliefen sich auf nur rund 1.000 €. Im Bild sind die Schlagwerkzeuge nach 10.000 Betriebsstunden zu sehen. Die Schlagwerkzeuge (mit VAUTID-Aufschweißung) lassen sich einfach auswechseln oder wieder aufschweißen. Dies führt zu gesamten Wartungsaufwendungen von ca. 0,2 € /Tonne zerkleinertem Material.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Im Vergleich dazu werden die reinen Verschleißkosten bei Standardzerkleinerungsanlagen (Nachzerkleinerer (Einwellenschredder), Mühlen etc.) mit rund 1-1,5 € pro Tonne zerkleinertem Material veranschlagt.

10. Energieverbrauch

Die Zerkleinerung von Abfällen ist generell sehr energieintensiv. Die Si-Tro-Zer Mühle zeigte im Versuchszeitraum einen spezifischen Energiebedarf von nur 18 kWh je Tonne zerkleinertem Material. Dies ist signifikant weniger als vergleichbare Technologien (Schneidmühlen, Luftwirbelmühlen, Querstromzerspaner).

Da für die Zuführung und den Austrag des Materiales jedoch Luft erforderlich ist, erhöht sich der Energiebedarf für die Gesamtverarbeitung um 14 kWh pro Tonne Produkt auf insgesamt 32 kWh pro Tonne. Dies beinhaltet jedoch die integrierte Windsichtung und die Trocknung des Materials. Damit ist die Si-Tro-Zer Technik derzeit die energie- und kosteneffizienteste Technologie, um Ersatzbrennstoffe fein zu vermahlen, gleichzeitig zu separieren und zu trocknen. Im Vergleich dazu benötigen „Standardtechnologien“, wie z.B. Nachzerkleinerer und Querstromzerspaner, rund 40 - 60 kWh pro Tonne Produkt – und dies ohne Trocknung und Schwerstoff-Separierung.

[1] ECRA – European Cement Research Academy: Impact of Burning and Cooling Conditions on clinker quality. ECRA Newsletter, No. 3, 2010.

[2] J. Haas, K. Bauer, M. Müller-Pfeiffer: Einflüsse auf den Feuerfestverbrauch der deutschen Zementwerke – Entwicklungen und Tendenzen. Technisch-wissenschaftliche Zementtagung (Technical-scientific Cement Symposium at German Cement Association), Verein Deutscher Zementwerke, Neuss (Germany), November 2007.

[3] ICR Research: Brown Clinker. International Cement Review, December 2000, pp. 29 – 30.

[4] D. Kirchebner: From Waste to Alternative Fuels – A Practical Guideline. 16th Arab-International Cement Conference And Exhibition, Ras Al Khaimah, UAE, 6 – 8 December 2010.

[5] F. W. Locher: Cement principles of production and use. Verlag Bau + Technik GmbH, Düsseldorf (Germany), 2006.

[6] H. Moeller: Control of product quality during the use of secondary materials. 6th International VDZ Congress, Düsseldorf (Germany), 2009.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[7] W. Zieri: A Practical Guide to Alternative Fuels. World Cement, November 2008, pp. 73 – 79.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Auslegung eines energieeffizienten Brenners mit oxidationsträger Schutzgasatmosphäre

N. Schmitz, **C. Schwotzer**, **H. Pfeifer**, Institut für Industrieofenbau und Wärmetechnik, RWTH Aachen University, Aachen

J. Schneider, **E. Cresci**, **J.G. Wünning**, WS Wärmeprozesstechnik GmbH, Renningen

Kurzfassung

Im Bereich der Erwärmung und Wärmebehandlung von Metallhalbzeugen ist der Einsatz von Schutzgas für inerte oder reduzierende Atmosphären zur Oberflächenvergütung und Vermeidung von Zunderbildung weit verbreitet. Vielfach erfolgt die Erzeugung des Schutzgases in externen Anlagen als Exo- oder Endogas. Die Prozesse der Beheizung, Schutzgaserzeugung, Nachverbrennung der Ofenatmosphäre und Wärmerückgewinnung erfolgen üblicherweise in unterschiedlichen Anlagenkomponenten wie Schutzgaserzeuger, Brenner, Nachverbrennungskammer und Rekuperator. Dies erfordert einen hohen Platz-, Energie und Investitionsbedarf. Das Ziel eines gemeinsamen Forschungsvorhabens des Instituts für Industrieofenbau und Wärmetechnik der RWTH Aachen University und der Firma WS Wärmeprozesstechnik GmbH ist die Entwicklung eines innovativen Brenners zur Verbesserung der Ressourcen-/ und Energieeffizienz von Anlagen mit oxidationsträger Schutzgasatmosphäre. Die Lösungsidee ist ein Brenner, der die Prozessschritte der Beheizung, Schutzgaserzeugung, Abgasnachverbrennung und Wärmerückgewinnung vereint. Vorgestellt werden ein neuartiges Brennerkonzept sowie numerische und experimentelle Untersuchungen zur Nachverbrennung an einem Versuchsmodell des Brenners. Die Messungen bilden die Basis für eine Bewertung der Energieeffizienz des Prozesses und die Auslegung eines Prototyps.

Abstract

A common approach to improve surface quality or reduce scale formation in the heat treatment process of semi-finished metal products is the use of a protective gas atmosphere consisting of inert or reducing components. In general, the processes of heating, protective gas generation, post-combustion of the furnace atmosphere and heat recovery are realized by different units, which are the protective gas generator, the burner, a post-combustion

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

chamber and a recuperator. This requires floor space and increases energy consumption as well as investment costs. The aim of the presented research cooperation project of the Department for Industrial Furnaces and Heat Engineering at RWTH Aachen University and the WS Wärmeprozesstechnik GmbH is the development of an innovative burner to improve resource and energy efficiency of furnaces with a low oxidizing / reducing gas atmosphere. The concept is realized by a recuperative burner generating a reducing furnace atmosphere due to fuel rich combustion of natural gas and air. The complete combustion of the furnace atmosphere is ensured by a post-combustion with additional air located in an open radiant tube as part of the burner.

1. Einleitung

Industrieöfen für die Erwärmung oder Wärmebehandlung von Metallhalbzeugen werden meist mittels direkter Verbrennung von Erdgas und Luft mit Gasbrennern beheizt. Der Betrieb erfolgt in der Regel mit leichtem Luftüberschuss (» > 1). So wird die gesamte Energie des Brennstoffs im Ofen umgesetzt und ein hoher Wirkungsgrad erreicht [1]. Bei der vollständigen Verbrennung von Erdgas entsteht eine Ofenraumatmosphäre, die hauptsächlich aus Stickstoff (N_2), Kohlendioxid (CO_2), Wasserdampf ($H_2O_{(g)}$) und Sauerstoff (O_2) besteht. Insbesondere der Restsauerstoff trägt bei hohen Temperaturen maßgeblich zur Oxidation (Verzunderung) der Oberfläche der Halbzeuge bei und verursacht einen signifikanten Materialverlust. Dieser kann bei Schmiedeöfen bis zu 5 Gew.-% betragen [2]. Neben der Atmosphäre sind die Temperatur, die Dauer der Ofenreise und die chemische Zusammensetzung des Materials signifikante Einflussgrößen, die die Zunderbildung beeinflussen [3, 4].

Stand der Technik zur Vermeidung der Zunderbildung während der Wärmebehandlung ist der Einsatz von Schutzgasöfen, die indirekt über Strahlheizrohre oder elektrisch beheizt werden. Das Schutzgas wird in diesem Fall gesondert erzeugt und in den Ofen eingespeist. Schmidt [2] und Schwotzer [5-7] haben ein Verfahren untersucht, bei dem im Ofen eine reduzierende Atmosphäre über unterstöchiometrische Verbrennung von Erdgas und Luft erzeugt wird. Die Ofenatmosphäre besteht in diesem Fall hauptsächlich aus Kohlenmonoxid (CO), Wasserstoff (H_2), Kohlendioxid (CO_2), Wasserdampf ($H_2O_{(g)}$) und Stickstoff (N_2) [8]. Die Existenz von Kohlenmonoxid erfordert eine Nachverbrennung des Abgases zur Einhaltung geltender Vorschriften wie der TA Luft. Des Weiteren wird mit Hilfe der Nachverbrennung die gesamte Energie des Brenngases umgesetzt und ein höherer Wirkungsgrad des Verfahrens erreicht. Die Ergebnisse zeigen, dass mit diesem Verfahren die Bildung von Zunder bei der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Wiedererwärmung von Stahl maßgeblich reduziert, bei Kupfer sogar vollständig verhindert werden kann.

Daran anschließend ist das Ziel des Forschungsprojekts die Entwicklung eines Brenners, der mit Hilfe einer gestuften Verbrennung ein Schutzgas im Ofen erzeugt. Er kombiniert die Beheizung des Ofens mit der Schutzgaserzeugung, der Nachverbrennung der Abgase und der Wärmerückgewinnung zur Vorwärmung der Verbrennungsluft in einer Einheit, Bild 1. Die primäre Verbrennung erfolgt mit einer Luftzahl $\lambda_{primär} < 1$ und dient der Erzeugung des Schutzgases im Ofen. Der modifizierte Rekuperatorbrenner ist mit einem offenen Strahlrohr erweitert, dass sich im Ofen befindet. Im Ringspalt, der zwischen Brenner und Strahlrohr entsteht, findet unter Zugabe von Sekundärluft die Nachverbrennung der Ofenabgase mit einer Gesamtluftzahl $\lambda_{gesamt} > 1$ statt. Die entstehende Wärme wird über das Strahlrohr anteilig an den Ofen abgegeben und zur Vorwärmung der Verbrennungsluft genutzt. So werden die direkte und indirekte Beheizung kombiniert. Das nachverbrannte Abgas verlässt den Ringspalt über den Rekuperator und wird dem Abgaskanal zugeführt.

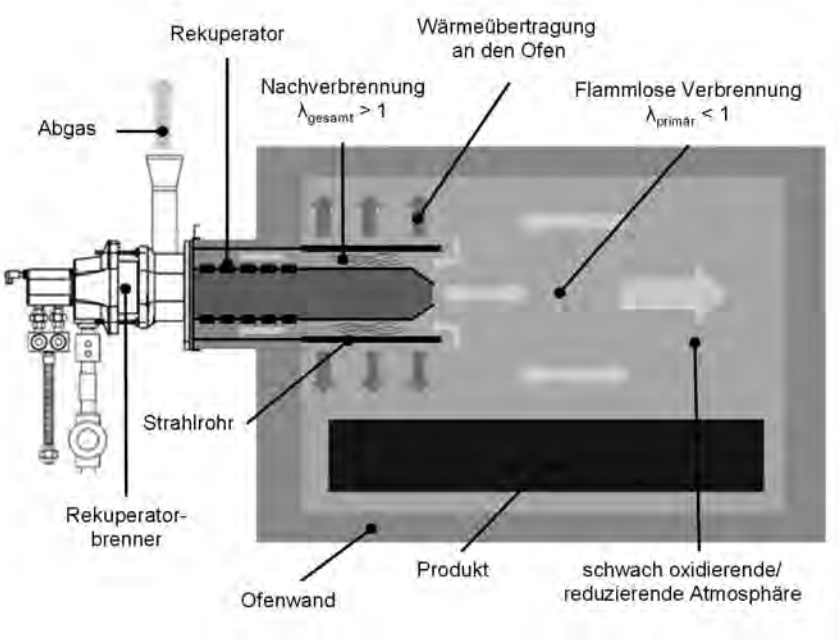


Bild 1: Konzept des Brenners

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Im Rahmen des Projekts wird zunächst ein metallischer Versuchsbrenner gefertigt und in einer experimentellen Parameterstudie untersucht. Zusätzlich wird die Nachverbrennung im Ringspalt mit Hilfe von CFD-Simulationen betrachtet. Die experimentellen Daten dienen der Validierung des numerischen Modells. So können die Betriebsgrenzen für die Nachverbrennung im Ringspalt und Auslegungsdaten für den Prototypen, der für hohe Einsatztemperaturen geeignet ist, generiert werden. Abschließend wird der Prototyp experimentell untersucht und optimiert.

In diesem Beitrag werden Ergebnisse der Messungen am Versuchsbrenner vorgestellt und mit Ergebnissen der numerischen Simulation aus [9] und [10] verglichen. Der Einfluss der primären Luftzahl $\lambda_{primär}$ und der Gesamtluftzahl λ_{gesamt} auf den Ausbrand im Ringspalt wird anhand von Temperatur- und Abgasmessungen dargestellt.

2. Versuchsbrenner und Prüfstand

Der Versuchsbrenner besteht aus einem modifizierten Rekuperatorbrenner, dessen Rekuperator verlängert ist, Bild 2. Das Strahlrohr hat einen Durchmesser von 145 mm, eine Länge von 425 mm im Ofen und bildet mit dem Brenner einen 15 mm breiten Ringspalt für die Nachverbrennung.

Für die primäre Verbrennung wird Erdgas und im Rekuperator vorgewärmte Luft verwendet. Diese Verbrennung findet flammlos statt. So wird eine homogene Temperaturverteilung der Ofenatmosphäre erreicht [11]. Das Abgas strömt durch den Ringspalt, in den die Sekundärluft über 32 Rohre in einem definierten Winkel von 45° eingedüst wird.

Die entstandene Wärme aus der Nachverbrennung wird teilweise direkt über das Strahlrohr an den Ofen abgegeben. Der Rest wird rekuperativ zur Vorwärmung der primären Verbrennungsluft genutzt. So werden geringe Abgastemperaturen und damit ein guter Wirkungsgrad des Systems erreicht.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

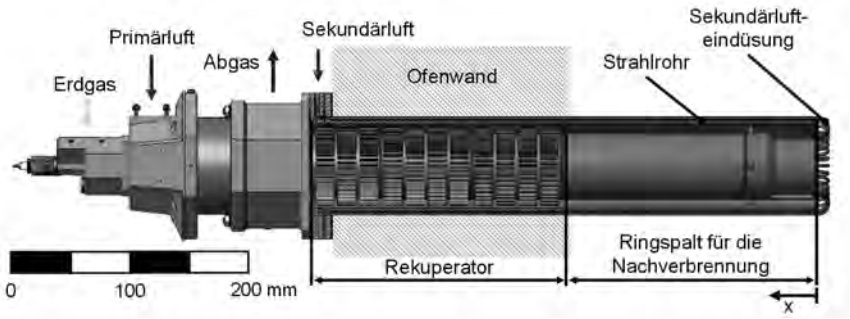


Bild 2: Querschnitt des Versuchsbrenners

Der Prüfstand am IOB besteht aus einer Brennkammer mit einem Innendurchmesser von 600 mm und einer Höhe von 950 mm. In diese sind von oben Kühlrohre eingelassen, die mit Luft beaufschlagt werden können und so stationäre Versuchsbedingungen gewährleisten, Bild 3. Der Brenner wird von unten in die Brennkammer eingesetzt und besitzt eine Erdgas- und Luftversorgung nach DIN EN 746-2. Der Erdgas- und Luftmassenstrom wird kontinuierlich geregelt. Die Primär- und Sekundärluftmengen können unabhängig voneinander eingestellt werden und erlauben eine separate Betrachtung der Einflussgrößen.

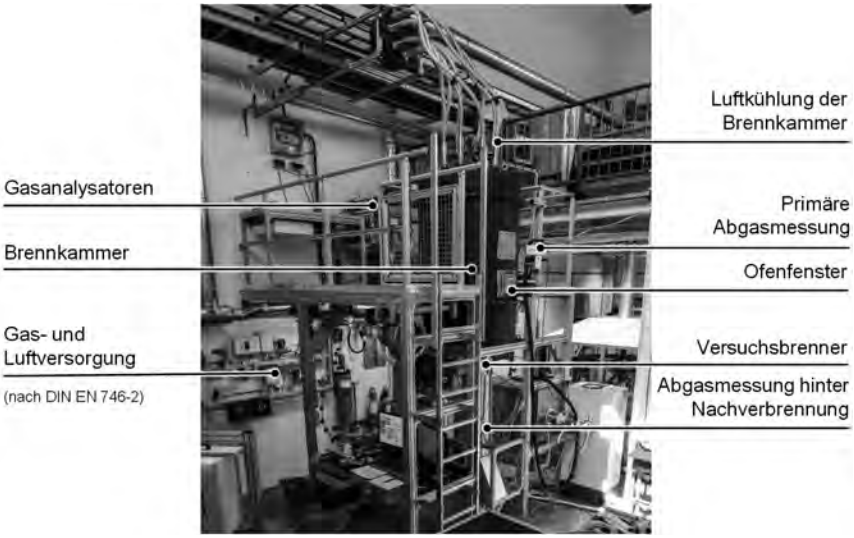


Bild 3: Prüfstand am IOB

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die spezielle Konstruktion des Brenners erlaubt den Einsatz einer wassergekühlten Abgasentnahmelanze und eines Absaugpyrometers zur Temperaturmessung im Ringspalt zur Untersuchung der Nachverbrennung im Ringspalt. Die Positionierung der Messlanze und des Pyrometers erfolgt über eine Lineareinheit mit Spindelantrieb. Temperaturmessstellen an der Innenwand der Brennkammer dienen der Überwachung der Ofenraumtemperatur. Die primäre Prozessgasentnahme für einen extraktiven Gasanalysator erfolgt auf mittlerer Höhe direkt aus der Brennkammer. Das Messgas durchläuft eine Gasaufbereitung mit Kühler und Filter bevor es in den Gasanalysator, mit dem die Spezies CO, CO_2, H_2 und CH_4 kontinuierlich gemessen werden, geleitet wird. Im Abgasstutzen, hinter der Nachverbrennung, wird ebenfalls eine Gasprobe für die extraktive Analyse entnommen. Neben CO_2 und O_2 werden die Luftschadstoffe CO, NO, NO_2 und die Gesamt-Stickoxide (NO_x) kontinuierlich erfasst. Mit den gleichen Analysatoren wird der Verlauf des Ausbrands im Ringspalt gemessen.

Das Absaugpyrometer ist in Anlehnung an die VDI 3511 Blatt 5 ausgeführt [12]. Die Messung der Gastemperatur mit Berührungsthermometern bei hoher Temperatur unterliegt vielen Einflussfaktoren. Die Strahlung der umliegenden Wände und der geringe konvektive Wärmeübergang zwischen dem Thermoelement und dem umgebenden Gas verursachen einen Messfehler, der mit einer aktiven Messeinrichtung wie einem Absaugpyrometer minimiert werden kann [13]. Die konzentrische Anordnung mehrerer Keramikrohre minimiert den Messfehler durch Strahlung, während die aktive Absaugung und die damit hohen Strömungsgeschwindigkeiten einen hohen konvektiven Wärmeübergang zwischen Gas und Thermoelement gewährleisten.

3. Ergebnisse

Die Brennerleistung beträgt bei allen Versuchen 40 kW, wobei die primäre Luftzahl $\lambda_{primär}$, die Gesamtluftzahl λ_{gesamt} und die Ofenraumtemperatur T_{Ofen} variiert werden und der Einfluss auf die Nachverbrennung im Ringspalt ermittelt wird. Alle Kombinationen der in Tabelle 1 aufgelisteten Parameter wurden untersucht.

Tabelle 1: Untersuchte Parameter der experimentellen Untersuchungen

Primäre Luftzahl $\lambda_{primär}$	Gesamtluftzahl λ_{gesamt}	Ofenraumtemperatur T_{Ofen} in °C
0,70	1,10	950
0,80	1,15	1000
0,90	1,20	1050

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Für eine definierte Ofenraumtemperatur T_{Ofen} ergibt sich bei einer primären Luftzahl $\lambda_{primär}$ eine spezifische Atmosphärenzusammensetzung. Diese ist für eine Temperatur von T_{Ofen} = 1000 °C und die drei untersuchten Primärluftzahlen $\lambda_{primär}$ in Tabelle 2 dargestellt. Zusätzlich sind der Heizwert des Gasgemischs und der berechnete Abgasmassenstrom zu sehen. Mit geringerer Luftzahl $\lambda_{primär}$ steigt der Gehalt an brennbaren Komponenten wie CO, H_2 und CH_4 im Abgas und somit auch der Heizwert des Gemischs, das im Ringspalt nachverbrannt wird.

Ein Beispiel für die Nachverbrennung zeigt Bild 4, in dem die trockene CO_2-, O_2- und CO-Konzentration entlang des Ringspalts und des Rekuperators für die numerische Simulation (num) und die experimentelle Messung (exp) in Abhängigkeit des Abstands vom Abgaseintritt aufgetragen ist. Der CO-Ausbrand ist der geschwindigkeitsbestimmende Schritt der Nachverbrennung und wird deshalb als Indikator für den Fortschritt der Verbrennung genutzt [14]. Die numerischen Untersuchungen und die verwendeten Modelle sind in [9] und [10] beschrieben. Der CO-Gehalt des primären Abgases aus dem Ofen beträgt lt. Tabelle 2 bei Abgaseintritt 3,87 Vol.-%. Der Gasanalysator, der in diesem Fall verwendet wurde, hat einen maximalen Messbereich von 3000 ppm für CO, sodass höhere Gehalte im Ringspalt nicht bestimmt werden. Die gemessenen und berechneten Werte der Abgasspezies zeigen eine gute Übereinstimmung. Die Abweichungen für CO_2 und O_2 im Bereich zwischen 200 mm und 300 mm vom Abgaseintritt sind auf Strähnenbildung durch die Sekundärlufteindüsung zurückzuführen. Im Vergleich zur Simulation, bei der über den Querschnitt gemittelte Werte dargestellt sind, sind mit der wassergekühlten Entnahmesonde lediglich Punktmessungen möglich.

Tabelle 2: Gemessene trockene primäre Abgaszusammensetzung bei T_{Ofen} = 1000 °C

	Abgaszusammensetzung (trocken) in Vol.-%				Heizwert in MJ/m³	Massenstrom in kg/h
Primäre Luftzahl $\lambda_{primär}$	CO	CO_2	CH_4	H_2		
0,70	5,55	8,17	0,33	5,86	1,451	38,03
0,80	3,87	9,20	0,17	3,71	0,950	42,56
0,90	1,56	10,71	< 0,04	1,54	0,363	47,73

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

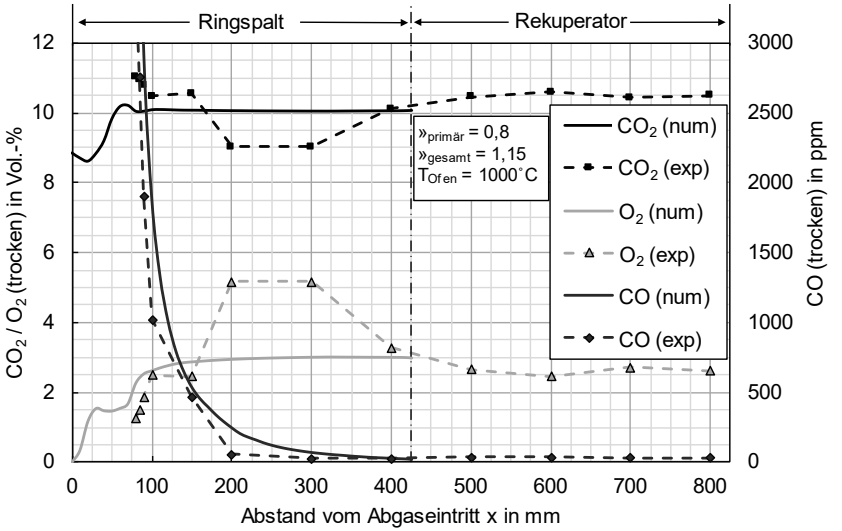


Bild 4: Berechnete und gemessene Abgaszusammensetzung im Ringspalt und Rekuperator

Im Folgenden werden die gemessene Gastemperatur im Ringspalt zusammen mit dem CO-Konzentrationsverlauf dargestellt, um den Einfluss der Primärluftzahl $»_{primär}$ und der Gesamtluftzahl $»_{gesamt}$ zu erläutern. Bild 5 zeigt diese Größen für die drei untersuchten Primärluftzahlen $»_{primär}$. Die Gesamtluftzahl beträgt $»_{gesamt} = 1{,}15$ und die Ofenraumtemperatur $T_{Ofen} = 1000$ °C. Bei einer niedrigen Primärluftzahl von $»_{primär} = 0{,}70$ beträgt die Maximaltemperatur im Ringspalt mehr als 1200 °C. Wird die Primärluftzahl auf $»_{primär} = 0{,}80$ erhöht, verschiebt sich die maximale Temperatur um ca. 75 mm stromabwärts und beträgt ca. 1080 °C. Ein anderer Verlauf zeigt sich bei einer Primärluftzahl von $»_{primär} = 0{,}90$. Hier kann kein Temperaturmaximum bestimmt werden.

Der CO-Ausbrand verhält sich analog zum Temperaturverlauf. Das Temperaturmaximum bei $»_{primär} = 0{,}70$ beschleunigt den Ausbrand. Im Bereich $x > 300$ mm vom Abgaseintritt treten CO-Konzentrationen von mehr als 125 ppm auf. Die Messwerte zwischen 125 mm und 300 mm vom Abgaseintritt sind durch Strähnenbildung beeinflusst. Mit der Verschiebung der maximalen Temperatur verzögert sich auch der CO-Ausbrand bei einer Primärluftzahl von $»_{primär} = 0{,}80$. Die noch geringeren Temperaturen bei $»_{primär} = 0{,}90$ resultieren in einer weiteren Verzögerung des Ausbrands.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

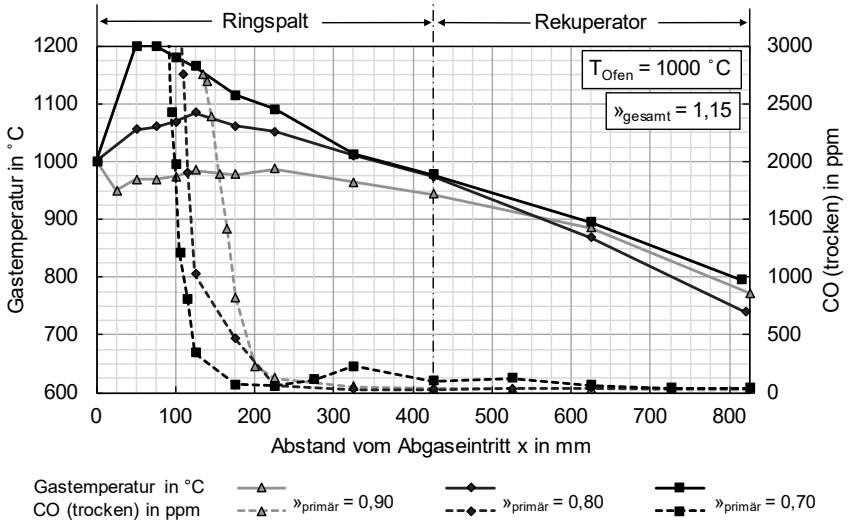


Bild 5: Einfluss der Primärluftzahl $»_{primär}$ auf den Temperaturverlauf und den CO-Ausbrand

Die Gesamtluftzahl $»_{gesamt}$ hat ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf die Temperaturverteilung und den Ausbrand, Bild 6. Grundsätzlich ist festzustellen, dass eine höheren Gesamtluftzahl $»_{gesamt}$ bei konstanter Ofenraumtemperatur T_{Ofen} und konstanter Primärluftzahl $»_{primär}$ zu einer höheren Maximaltemperatur führt. Zusätzlich verschiebt sich die Position der maximal gemessenen Temperatur im Ringspalt in Richtung Abgaseintritt. Die Temperatur vor Eintritt in den Rekuperator bei x = 425 mm zeigt ebenfalls eine Abhängigkeit von der Gesamtluftzahl $»_{gesamt}$.

Auch hier ist eine Analogie zwischen dem Temperaturverlauf und dem CO-Ausbrand festzustellen, sodass eine höhere Gesamtluftzahl $»_{gesamt}$ in einer schnelleren Nachverbrennung resultiert. Im Bereich von x = 150 mm bis x = 200 mm bei $»_{gesamt}$ = 1,10 wird die Messung von der Strähnenbildung beeinflusst.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

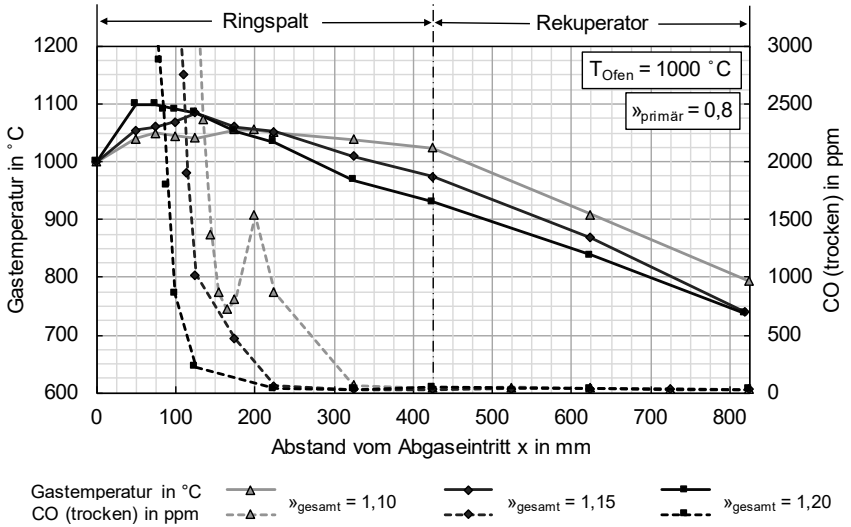


Bild 6: Einfluss der Gesamtluftzahl $»_{gesamt}$ auf den Temperaturverlauf und den CO-Ausbrand

4. Diskussion und Zusammenfassung

Die experimentellen Untersuchungen zeigen einen signifikanten Einfluss der Primärluftzahl $»_{primär}$ und der Gesamtluftzahl $»_{gesamt}$ auf den CO-Ausbrand und den Temperaturverlauf im Ringspalt. Der höhere Anteil an brennbaren Bestandteilen resultiert bei geringen Primärluftzahlen in einer höheren Verbrennungstemperatur. Durch die höheren Temperaturen im Ringspalt, verschiebt sich der CO-Ausbrand in Richtung Abgaseintritt. Da jedoch im Vergleich zu höheren Primärluftzahlen $»_{primär}$ eine höhere CO-Konzentration am Abgaseintritt vorliegt, ist das Gemisch am Eintritt des Rekuperators noch nicht vollständig verbrannt.

Eine höhere Gesamtluftzahl $»_{gesamt}$ verschiebt das Temperaturmaximum im Ringspalt ebenfalls in Richtung des Abgaseintritts. Zusätzlich steigt die Maximaltemperatur im Ringspalt an. Grund hierfür ist die höhere Eintrittsgeschwindigkeit der Sekundärfluft und die damit verbundene intensivere Vermischung von Abgas und Luft im Ringspalt. Dieser Effekt wird auch bei der Betrachtung des CO-Ausbrands deutlich. Während die Nachverbrennung bei $»_{gesamt} = 1{,}10$ bei x H300 mm abgeschlossen ist, werden bei $»_{gesamt} = 1{,}15$ und $»_{gesamt} = 1{,}20$ CO-Konzentrationen unter 125 ppm schon nach x > 225 mm vom Abgaseintritt erreicht. Des Weiteren sinkt die Abgaseintrittstemperatur vor Eintritt in den Rekuperator mit steigender Gesamtluftzahl $»_{gesamt}$.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die dargestellten Untersuchungen dienen der Validierung des numerischen Modells, das die Nachverbrennung im Ringspalt abbildet und zur Auslegung des Prototyps verwendet wird. Zusätzlich zeigen die Temperaturmessungen, dass im Ringspalt bei bestimmten Betriebszuständen Gastemperaturen über 1200 °C auftreten können, die den Einsatz hochtemperaturbeständiger keramischer Komponenten für Daueranwendungen erfordern. Des Weiteren lässt sich eine Aussage über die Mindestlänge des Ringspalts für die Nachverbrennung in Abhängigkeit des gewählten Betriebspunkts treffen. Hierbei soll der vollständige Ausbrand der Ofenatmosphäre vor Eintritt in den Rekuperator erfolgen. Nach der Auslegung und Fertigung des Prototyps werden dessen Betriebsgrenzen in experimentellen Untersuchungen ermittelt und abschließende Optimierungen für den Einsatz in realen Anlagen durchgeführt.

Danksagung

Das Projekt ist Teil des Zentralen Innovationsprogramms Mittelstand (ZIM) und wird durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Literatur

[1] Pfeifer, H.; Nacke, B.; Beneke, F.: Praxishandbuch Thermoprozesstechnik Band I: Grundlagen - Prozesse - Verfahren, 2. Auflage, Vulkan-Verlag, Essen, 2010

[2] Schmidt, R.; Winning, G.; Bender, W.; Hatzfeld, O.; Adler, W.: Weiterentwicklung und Betriebseinführung von Verfahren zur Umweltentlastung am Beispiel Schmiedeöfen durch Einsatz neuartiger Beheizungs-und Prozesstechnologien bei Hochtemperatur, Betriebsforschungsinstitut (BFI), VDEh-Institut für angewandte Forschung GmbH, Wiehl, 2004

[3] Atkinson, A.: Transport processes during the growth of oxide films at elevated temperature, Reviews of Modern Physics Vol. 57 (1985), No. 2, pp. 437-470

[4] Friedel, F.; Bolt, H.; Cornet, X.; Bourdon, G.; Vanden Eynde, X.; Zeimetz, E.; Ehlers, S.; Steinert, F.: Investigation of the formation, constitution and properties of scale formed during the finishing, rolling, cooling and coiling of thin hot strips, final report, Luxemburg, 2004

[5] Schwotzer, C.; Schnitzler, M.; Pfeifer, H.; Ackermann, H.; Lucka, K.: Experimental investigation of a concept for scale free reheating of semi-finished metal products, Proceedings of the 7th European Combustion Meeting, Budapest, Ungarn, 30. March 2015 - 02. April 2015

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[6] Schwotzer, C.; Balkenhol, T.; Schnitzler, M.; Pfeifer, H.; Ackermann, H.; Lucka, K.: Experimental investigation of a concept for scale free reheating of semi-finished metal products, Proceedings of the 10th European Conference on Industrial Furnaces and Boilers, Porto Gaia, Portugal, 07. April 2015 - 10. April 2015

[7] Schwotzer, C.; Schnitzler, M.; Pfeifer, H.: Zunderarme Wiedererwärmung von Metall-Halbzeugen mit Rekuperatorbrennern, Gaswärme International Vol. 65 (2016), No. 3, pp. 67-72

[8] Wünning, J. G.; Milani, A.: Handbuch der Brennertechnik für Industrieöfen, 2. Auflage, Vulkan-Verlag, Essen, 2011

[9] Schmitz, N.; Schwotzer, C.; Pfeifer, H.; Schneider, J.; Cresci, E.; Wünning, J. G.: Development of an Energy-Efficient Burner for Heat Treatment Furnaces with a Reducing Gas Atmosphere, HTM Journal of Heat Treatment and Materials Vol. 72 (2017), No. 2, pp. 73-80

[10] Schmitz, N.; Schwotzer, C.; Pfeifer, H.; Wünning, J. G.; Cresci, E.; Schneider, J.: Numerical investigation on post-combustion in a burner for heat treatment furnaces with a reducing gas atmosphere, 11th European Converence on Industrial Furnaces and Boilers, Albufeira, Portugal, 18. April 2017 - 21. April 2017

[11] Wünning, J. G.: FLOX® - Flameless Combustion, Thermprocess Symposium, Duesseldorf

[12] VDI/VDE 3511 Blatt 5, Technische Temperaturmessungen - Einbau von Thermometern, 1994

[13] Bernhard, F.: Handbuch der technischen Temperaturmessung, 2. Auflage, Springer Vieweg, Berlin, 2014

[14] Joos, F.: Technische Verbrennung - Verbrennungstechnik, Verbrennungsmodellierung, Emissionen, 1. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 2006

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Flächenbrenner zur Zündung einer Feststoffschüttung unter Nutzung eines niederkalorischen Brenngases

Anpassung eines Feuerungskonzepts aus der Kraftwerkstechnik an die Bedürfnisse industrieller Anwendungen

Surface Burner for Ignition of Solid Bulk Material utilising Low Calorific Blast Furnace Gas

Adaption of a Firing Concept from the Power Generation Sector to the Requirements of Industrial Applications

B. Eng. **Tim Klein**, Dr. rer. nat. **Christian Kuhr**, Mitsubishi Hitachi Power Systems Europe GmbH, Duisburg

Kurzfassung

Es wird ein Flächenbrenner zur Zündung einer Feststoffschüttung unter Nutzung von Gichtgas als kostengünstiges aber auch niederkalorisches Brenngas vorgestellt. Das Feuerungskonzept wird aus der Kraftwerkstechnik mit Hilfe von CFD-Simulationen an die Bedürfnisse der Stahlbranche angepasst. Dazu wird zunächst mit Hilfe von Simulationen eine Einzeldüse eines in der Kraftwerkstechnik bewährten Flächenbrenners angepasst, um bei den gegebenen Randbedingungen eine stabile Zündung an der Düse und einen Ausbrand der Gase bis zur Schüttung sicherzustellen. Die so optimierten Düsen werden in den Flächenbrenner integriert und es erfolgt eine Simulation des kompletten Flächenbrenners inklusive Brennkammer. Als Ergebnis zeigt diese Simulation die notwendige gleichmäßige Temperaturverteilung an der Oberfläche der Feststoffschüttung. Mit der über CFD-Simulationen optimierten Geometrie wird eine Versuchskampagne durchgeführt werden um die Auslegungssicherheit weiter zu erhöhen.

Abstract

A surface burner for ignition of solid bulk material bed is presented, which utilises low calorific blast furnace gas as cost-efficient fuel gas. The firing concept is adapted from the power generation sector to the requirements of the steel industry by the help of CFD-simulations. In the first step the nozzle of a surface burner approved in the power generation sector is adapted by means of simulations, to ensure stable ignition at the nozzle and

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

complete burnout of the gas before the surface of the solid bulk material. The optimized nozzles are integrated into the surface burner and a simulation of the complete burner plus furnace is made. This simulation shows the required homogeneous temperature distribution at the surface of the solid bulk material. A test campaign with the geometry optimized by CFD will be made to further increase design safety.

1. Motivation

Zur Zündung von Feststoffschüttungen werden derzeit Erdgas, Koksgas sowie Mischgase aus Koks- und Gichtgas verwendet. Vor dem Hintergrund der Betriebskostenoptimierung rücken Brennerkonzepte in den Vordergrund, die den stabilen Betrieb unter Einhaltung der relevanten Prozessrandbedingungen und alleiniger Nutzung von Gichtgas, bzw. möglichst geringer Anfettung durch Koksgas, bieten. Basierend auf der Technologie aus der Kraftwerkstechnik wird mittels CFD-Simulationen die Machbarkeit eines solchen Konzepts für Anwendungen in Prozessfeuerungen untersucht.

2. Anforderungen an den Flächenbrenner

Zur sicheren Zündung einer Feststoffschüttung müssen verschiedene Anforderungen erfüllt sein. Zum einen ist eine ausreichend hohe Temperatur an der Schüttungsoberfläche erforderlich, zum anderen muss die Versorgung mit dem benötigten Luftsauerstoff sichergestellt sein. Die Luftzahl am Brenner muss dabei relativ hoch sein, so dass der Schüttung über das heiße Rauchgas ausreichend Sauerstoff für die Zündung zugeführt wird. Darüber hinaus muss eine Mindestflächenbelastung (Brennstoffwärmestrom / Schüttungsoberfläche [W/m²]) eingehalten werden um die Zündung der Schüttung zu bewirken.

Der Flächenbrenner muss durch seinen Aufbau gewährleisten, dass diese Anforderungen über die relevante Fläche der Schüttung im Bereich des Brenners erfüllt sind. Da der Abstand zwischen Brenner und Schüttung begrenzt ist, muss eine stabile Zündung des Gichtgases unmittelbar am Brenneraustritt vorliegen und ein weitestgehender Ausbrand bis zum Erreichen der Feststoffschüttung erfolgen. Die Flammenlänge ist somit durch die Bauhöhe vorgegeben und die Flammenform muss durch eine geeignete Verbrennungsführung äußerst kompakt gestaltet werden. Einflussfaktoren dafür sind insbesondere Rezirkulationszonen, die zu einer intensiven Durchmischung führen und über die Brennergeometrie beeinflusst werden können.

Darüber hinaus stellt die schwankende Qualität des Gichtgases spezielle Anforderungen an den Brenner. Eine stabile Zündung muss über einen möglichst weiten Bereich des

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Heizwertes und bei unterschiedlicher Gaszusammensetzung, insbesondere schwankendem Wasserstoffanteil, erfolgen. Weiterhin stellen der Wasseranteil des Gichtgases, üblicherweise gesättigt im Hüttennetz, sowie die potenzielle Staubbeladung besondere Anforderungen an den Verbrennungsprozess.

3. Entwicklung des Brennerkonzepts anhand numerischer Simulationen

3.1 Vorgehensweise

Basis für das Brennerkonzept ist eine Flächenbrennerbauart, die in Kraftwerksfeuerungen in verschiedener Form (Boden-, Ecken-, Wandfeuerung) eingesetzt wird (s. Bild 1). Flächenbrenner bzw. Multi-Düsenbrenner dieser Bauart bestehen aus mehreren Reihen einzelner Brennstoffdüsen, die konzentrisch von einer Luftdüse umgeben sind und jeweils eine gemeinsame Gas- bzw. Luftvorlage haben. Der Brennstoffaustritt ist teilweise durch eine Prallplatte versperrt und leitet das Brenngas somit radial in den verdrallten Luftstrom ein. Das Gemisch verlässt die Düse über einen konischen Auslauf in den Brennraum. Im hier zu entwickelnden Flächenbrenner entfällt der in Bild 1 dargestellte zusätzliche Erdgasbrenner.

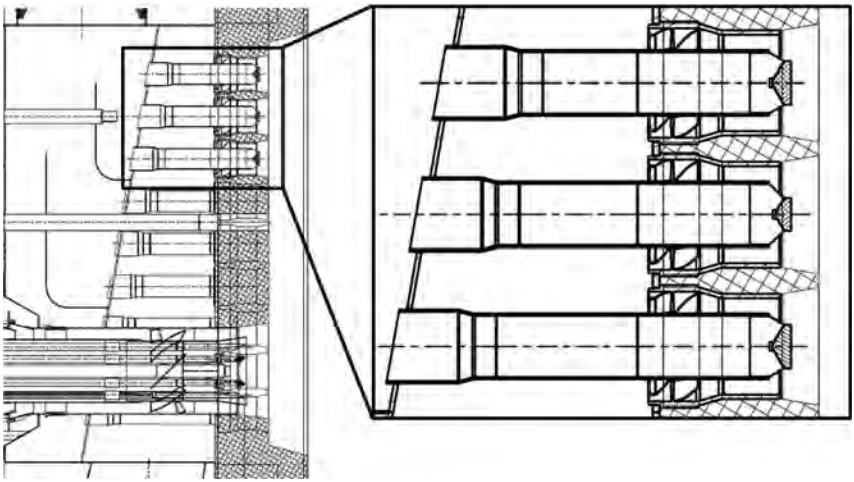


Bild 1: Seitenansicht eines Gichtgasflächenbrenners einer Kraftwerksfeuerung mit integriertem Erdgasbrenner im unteren Teil.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Zunächst erfolgt die Optimierung der Einzeldüsen hinsichtlich des angestrebten Flammenbildes für die beschriebene Anwendung (vgl. Kap. 2). Da die einzelnen Düsen des Flächenbrenners rotationssymmetrisch sind, können zur Ermittlung der optimierten Geometrie zweidimensionale, rotationssymmetrische Simulationen durchgeführt werden (s. Kap. 3.3). Das bedeutet eine erhebliche Reduzierung der Rechenzeit gegenüber einer vollständig dreidimensional abgebildeten Geometrie und ermöglicht die numerische Untersuchung verschiedener Düsenvarianten mittels Parametervariation.
Im Anschluss wird der gesamte Flächenbrenner mit der optimierten Düsengeometrie in einer dreidimensionalen Simulation untersucht (s. Kap. 3.4). In diese Simulation fließen die Randbedingungen des Prozesses ein und anhand der Ergebnisse wird überprüft, ob die Anforderungen zur sicheren Zündung der Feststoffschüttung erfüllt werden.

3.2 Löser und Modelle

Es werden stationäre CFD-Simulationen mit der Software Ansys Fluent 17.2 durchgeführt. Das Fluid wird als ein inkompressibles ideales Gasgemisch aus den Komponenten Wasserstoff, Sauerstoff, Kohlenmonoxid, Kohlendioxid, Stickstoff und Wasserdampf betrachtet. Als Turbulenzmodell wird das realizable k-μ Modell [1] verwendet, die Strahlung wird mit dem Diskrete Ordinaten Modell [2] berechnet.
Da in der Literatur keine Reaktionsmechanismen gefunden wurden, die gezielt versuchen die Gichtgasverbrennung abzubilden, wurden zur Wahl des Reaktionsmodells vorab Validierungsrechnungen anhand von Studien an Gichtgasbrennern [3] durchgeführt. Es wurden verschiedene Reaktionsmodelle getestet, beginnend bei dem Eddy Dissipation Modell [4] mit kinetischer Limitierung. Hierbei kamen nacheinander zwei Reaktionsmechanismen zum Einsatz. Der Erste war ein Drei-Schritt-Reaktionsmechanismus für den die Arrheniusparameter der Fluent Datenbank entnommen wurden. Als Zweites wurde der Vier-Schritt-Reaktionsmechanismus von Abou-Taouk [5] angewandt. Anschließend wurde das Reaktionsmodell durch eine Flamelet-Modellierung ersetzt. Schließlich wurde noch das rechenintensive Eddy Dissipation Concept sowohl mit dem GRI-MECH 3.0 Mechanismus [6] als auch mit dem San Diego Mechanismus [7] eingesetzt. Die Gegenüberstellung von Simulationsergebnissen und Messwerten zeigte die beste Übereinstimmung bei Verwendung des Eddy Dissipation Modells mit dem Vier-Schritt-Reaktionsmechanismus von Abou-Taouk. Mit diesem Reaktionsmechanismus werden die nachfolgenden Simulationen durchgeführt. Die nicht zufrieden stellenden Ergebnisse auch bei den komplexeren Reaktionsmodellen werden darauf zurückgeführt, dass sie für die Verbrennungssimulation höherkaloriger Brenngase optimiert wurden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3.3 2D-Simulationen zur Optimierung der Düsengeometrie

Die räumliche Diskretisierung der Düsengeometrie für die zweidimensionalen rotationssymmetrischen Simulationen mit Drall erfolgt jeweils mit etwa 50000 Zellen. Basierend auf dem o.g. Brennerkonzept aus der Kraftwerksfeuerung wird zunächst eine erste Variante auf die benötigte Leistung (s. Tabelle 1) skaliert. Das vorgegebene Gichtgas ist in Tabelle 2 aufgeführt.

Die Simulation dieser Variante zeigt, dass bei den gegebenen Randbedingungen keine Zündung unmittelbar am Brenner erfolgt, die Verbrennung beginnt erst in einigem Abstand von der Düse (s. Bild 2). Sowohl Gichtgas- als auch Lufttemperatur sind relativ niedrig (s. Tabelle 1), gleichzeitig strömen die Gase mit bis zu 40 m/s in die Düse ein und werden dann teilweise nochmals beschleunigt (s. Bild 3). Offensichtlich ist deren Geschwindigkeit im Düsennahbereich größer als die Flammengeschwindigkeit, so dass sich die Flamme nicht zurück zur Düse ausbreiten kann. Das zentrale Rückströmgebiet ist in dieser Variante zu klein, um dem ausreichend entgegen wirken zu können. Daher wird die Düse schrittweise über mehrere Varianten so angepasst, dass sich ein deutlich stärker ausgeprägtes zentrales Rückströmgebiet einstellt.

Tabelle 1: Randbedingungen für die Simulation einer Einzeldüse

Brennstoffleistung	kW	333
Luftzahl	-	1.40
Massenstrom Gas	kg/s	0.13
Massenstrom Luft	kg/s	0.12
Temperatur Gas	°C	45
Temperatur Luft	°C	150
Drallwinkel Luft	°	45

Tabelle 2: Gichtgaseigenschaften

Unterer Heizwert	kJ/m^3_N	765
Anteil H_2	Vol.-%	3.75
Anteil CO	Vol.-%	23.50
Anteil CO2	Vol.-%	19.00
Anteil H_2O	Vol.-%	5.00
Anteil N_2	Vol.-%	54.00

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

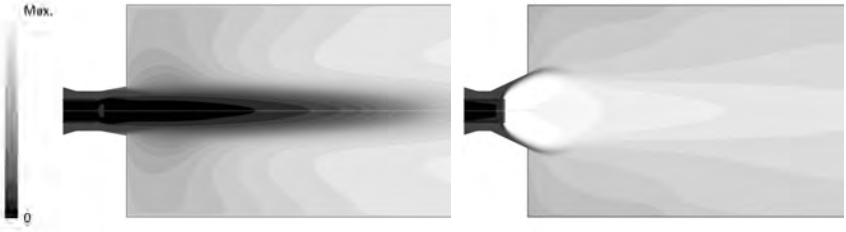


Bild 2: Temperaturfeld der Ursprungsvariante (links) und der optimierten Variante (rechts). Beide Felder wurden an der Rotationsachse gespiegelt.

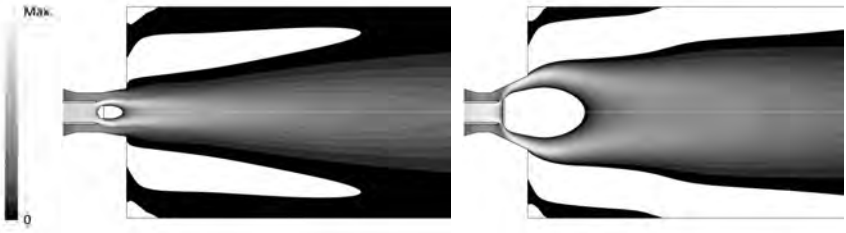


Bild 3: Axiale Geschwindigkeiten in der Ursprungsvariante (links) und der optimierten Variante (rechts). Weiße Flächen repräsentieren negative axiale Geschwindigkeiten. Beide Felder wurden an der Rotationsachse gespiegelt.

Das Temperaturfeld der optimierten Variante in Bild 2 zeigt im Gegensatz zur Ursprungsvariante die gewünschte Temperaturverteilung. Die höchsten Temperaturen liegen im Düsennahbereich vor, ausgehend vom Flammenstabilisator im Zentrum der Düse. Das Geschwindigkeitsfeld der optimierten Variante unterscheidet sich deutlich von dem der Ursprungsvariante. Die axialen Geschwindigkeiten in Bild 3 zeigen ein deutlich größeres Rückströmgebiet in der optimierten Variante. Erzeugt wird es durch eine stärkere Umlenkung des Gichtgases vom Zentrum in den äußeren Bereich der Düse. Außerdem wird der Düsendurchmesser vergrößert, um dem Rückströmgebiet genügend Raum in radialer Richtung zu geben. Die konstruktiven Maßnahmen an der Düse bewirken also eine deutlich veränderte Strömungsführung, so dass die Zündung unmittelbar an der Düse erfolgt. Die Verbrennung des Gichtgases ist außerdem in dem zur Verfügung stehenden axialen Abstand vom Brenner abgeschlossen. Somit sind die an die Düse gestellten Anforderungen erfüllt, so dass als Nächstes die Auslegung des Flächenbrenners erfolgen kann.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3.4 3D-Simulationen zur Überprüfung der Gesamtgeometrie

Der Flächenbrenner soll eine thermische Leistung von 10 MW erreichen und wird somit aus 30 optimierten Einzeldüsen zusammengesetzt. Sie werden gleichmäßig in 3 Reihen von je 10 Düsen an der Brennkammerdecke angeordnet (s. Bild 4). Die Wände der Kammer sind feuerfest ausgekleidet und können durch den sehr niedrigen Leitfähigkeitskoeffizienten des Materials als nahezu adiabat angesehen werden. Der untere Bereich der Geometrie repräsentiert die Feststoffschüttung und wird als poröses Medium mit einem entsprechenden Druckverlustbeiwert definiert, um den hohen Druckverlust der Schüttung zu berücksichtigen. Darunter wird eine Druckrandbedingung definiert. In der realen Anlage wird das Rauchgas durch ein Gebläse unterhalb der Schüttung durch diese hindurch angesaugt. An der Aufweitung an den Seiten wird eine zweite Druckrandbedingung definiert, durch die Luft einströmen bzw. Rauchgas ausströmen kann.

Die räumliche Diskretisierung der abgebildeten Geometrie erfolgt mit ca. 5.3 Millionen Polyederzellen. Das Ausgangsgitter besteht aus ca. 10 Millionen Tetraederzellen und Prismen.

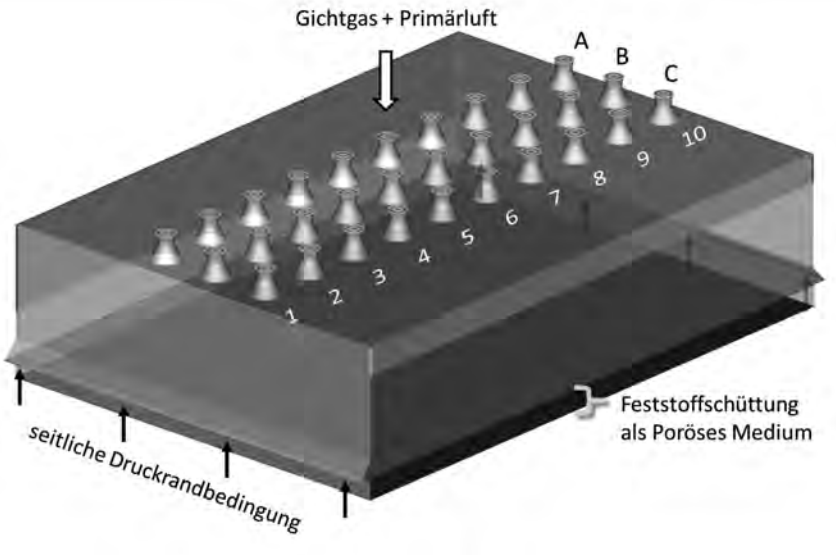


Bild 4: Geometrie für die 3D-Simulation des Flächenbrenners.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Temperaturen in der Ebene mittig durch Brennerreihe C sind in Bild 5 dargestellt. Es zeigt sich an allen Brennern eine Zündung direkt am Brenner und eine relativ gleichmäßige Temperaturverteilung in der Ebene. Die axialen Geschwindigkeiten in der gleichen Ebene, in diesem Fall also Abwärtsgeschwindigkeiten, zeigen die für die Düsen charakteristischen Rückströmgebiete hinter dem Flammenstabilisator (s. Bild 6). Die axialen Geschwindigkeiten vergleichmäßigen sich unmittelbar vor der Festbettoberfläche durch den dort vorgegebenen Druckverlust.

Bild 5: Temperaturfeld in der Ebene mittig durch Brennerreihe C.

Bild 6: Axiale Geschwindigkeiten in der Ebene mittig durch Brennerreihe C. Die weißen Flächen im Brennernahbereich repräsentieren negative axiale Geschwindigkeiten.

Das Temperaturfeld in der Ebene mittig durch Brennerreihe 5 zeigt, abgesehen vom Brennernahbereich, eine gleichmäßige Temperaturverteilung in der Brennkammer (s. Bild 7). Auch außerhalb der Reaktionszone der Brenner liegen hohe Temperaturen vor. Die Bahnlinien in Bild 8 lassen große Wirbel zwischen den Brennern und Front- bzw. Rückwand erkennen, die durch die Umlenkung der Flammengase an der Feststoffschüttung verursacht werden. Sie tragen durch konvektiven Wärmetransport zur relativ gleichmäßigen Temperaturverteilung in der Brennkammer bei.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 7: Temperaturfeld in der Ebene mittig durch Brennerreihe 5.

Die berechnete Verteilung der Gastemperatur am Übergang zur Feststoffschüttung ist in Bild 9 dargestellt. Daraus ergibt sich eine gleichmäße Erwärmung des überwiegenden Teils der Schüttung in der Brennkammer. Es ist eine Zündung nahezu über die gesamte Breite der Schüttung anzunehmen. Damit ist die Hauptanforderung an das Feuerungskonzept erfüllt.

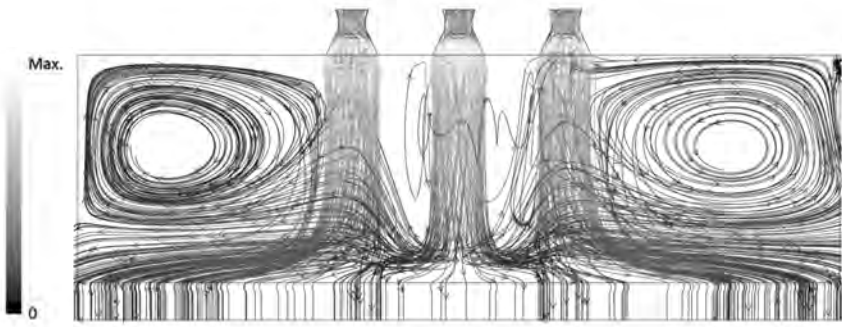


Bild 8: Bahnlinien eingefärbt mit der Strömungsgeschwindigkeit.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

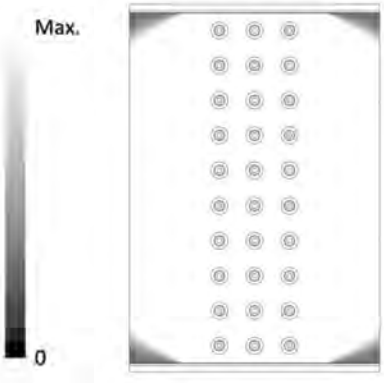


Bild 9: Gastemperatur am Übergang zur Feststoffschüttung.

4. Fazit und Ausblick

Anhand von CFD-Simulationen wurde ein Konzept für einen Flächenbrenner aus der Kraftwerksbranche in die Stahlindustrie übertragen, dass die Zündung einer Feststoffschüttung mit Gichtgas als kostengünstigem niederkalorischem Brenngas ermöglicht. Bei einer Versuchskampagne soll die optimierte Düsengeometrie in einer Versuchsanlage getestet werden. Eine Netzmessung verschiedener Größen wie Temperatur und Spezies im realen Betrieb wird die Auslegungssicherheit weiter erhöhen.

Literatur

[1] Shih, T.-H., Liou, W.W., Shabbir, A., Yang, Z., Zhu, J.: A New k-e Eddy Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows - Model Development and Validation. Computers & Fluids 24 (1995) 3, S.227-238.

[2] Discrete Ordinates (DO) Radiation Model Theory, Dokumentation, Ansys Fluent, 2017

[3] Schreier, W.S., Study on the Burner Design Characteristics Required for the Combustion of Variable Quality Lean Gases - Report on the G 2 trials, Research Report, IFRF, IJmuiden, 1984

[4] B.F. Magnussen and B.H. Hjertager: On mathematical models of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion. In 16th Symp. (Int'l.) on Combustion. The Combustion Institute, 1976, S. 719–729.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[5] Abou-Taouk, A., Sigfrid, I. R., Whiddon, R., Eriksson, L. E.: A Four-Step Global Reaction Mechanism for CFD Simulations of Flexi-Fuel Burner for Gas Turbines, Turbulence, Heat and Mass Transfer 7. ICHMT, 2011, S. 785-788.

[6] GRI-MECH 3.0, Gregory P. Smith, David M. Golden, Michael Frenklach, Nigel W. Moriarty, Boris Eiteneer, Mikhail Goldenberg, C. Thomas Bowman, Ronald K. Hanson, Soonho Song, William C. Gardiner, Jr., Vitali V. Lissianski, and Zhiwei Qin http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/

[7] San Diego Mechanism, http://maeweb.ucsd.edu/~combustion/cermech/, 2016

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Online-Optimierung von Abfallverbrennungsanlagen

Dipl.-Ing. **T. Widder**, Technische Universität Dresden,
Prof. Dr. **M. Beckmann**, Technische Universität Dresden

Kurzfassung

Online-Monitoring ist ein Schlüssel zum Ausschöpfen von Verbesserungspotential beim Betrieb von Abfallverbrennungsanlagen. Von verschiedenen Autoren wurde bereits eine Reihe von Sensoren und Auswertungs-Algorithmen entwickelt und in der Praxis erprobt (z. B. Online-Bilanzierung, numerische Fraktionsanalyse, Wärmestromdichtemessung, Belagssensoren, Korrosionssonden), welche nun für das modellbasierte Monitoring zur Verfügung stehen. Durch neue wissenschaftliche Erkenntnisse als Grundlage für erweiterte Modellansätze lässt sich das Anlagenverständnis verbessern. Bisher nicht zugängliche Vorgänge wie Verschmutzung, Korrosion usw. können dadurch parameterspezifisch erfasst und bewertet werden. Es ist daher ein folgerichtiger nächster Schritt diese zusätzlich zur vorhandenen Betriebsmesstechnik gewonnenen Informationen (Daten aus Modellen und Sensoren) so zusammen zu führen, dass eine Online-Optimierung möglich wird. In dem vorliegenden Beitrag wird darauf eingegangen, wie dies anhand einer neu entwickelten Modulplattform mit zugehöriger Prozessdatenbank und den damit verbundenen unterschiedlichen einzelnen Modellansätzen realisiert werden kann.

1. Online-Monitoring als Optimierungsgrundlage

Der hohe Informationsbedarf (bedingt durch den heterogenen Brennstoff) beim Betrieb von Abfallverbrennungsanlagen hat in den letzten Jahrzehnten zu zahlreichen wissenschaftlichen Erkenntnissen und technischen Verbesserungen geführt. Dazu zählen Systeme die inzwischen bei Abfallverbrennungsanlagen standardmäßig verfügbar sind ebenso wie neuartige, noch nicht flächendeckend etablierte Hilfsmittel. Beispielhaft zu nennen sind hier Kamera-Systeme und Laser-Analysatoren ebenso wie die Wärmestromdichtemessung, Belags- und Korrosionssonden. Darüber existieren bereits einschlägige Publikationen, auf die an dieser Stelle verwiesen sei [1 bis 3]. Um im nächsten Schritt einzelne Teilaspekte zu einem übergeordneten Online-Monitoring zusammenzuführen müssen die teils kontinuierlich und teils diskontinuierlich bereitgestellten Daten und Informationen mit automatisierten

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Algorithmen verknüpft und verarbeitet werden (*Bild 1*). Dabei werden zwei unterschiedliche Herangehensweisen verfolgt:

- Datenanalyse durch mathematisch-statistische Verfahren wie neuronale Netze
- Verarbeitung von Messwerten in physikalisch-ingenieurtechnischen Modellen

Im Folgenden wird die modellmäßige Datenverarbeitung beschrieben, während zu den rein mathematischen Methoden z. B. bei *Gierend et al.* [4] Informationen zu finden sind. Mit der Online-Bilanzierung [5] ist bereits eine wichtige Basis für das Monitoring [6 und 7] geschaffen und beschrieben worden, die für die bessere Ausnutzung des Optimierungspotentials um Modelle mit einem höheren Detaillierungsgrad erweitert werden soll. Durch Modelle mit einem dynamischen Verlauf können dann auch instationäre Änderungen im Voraus berechnet werden um die notwendige Zeit für eine präzisere Reaktion zu gewinnen.

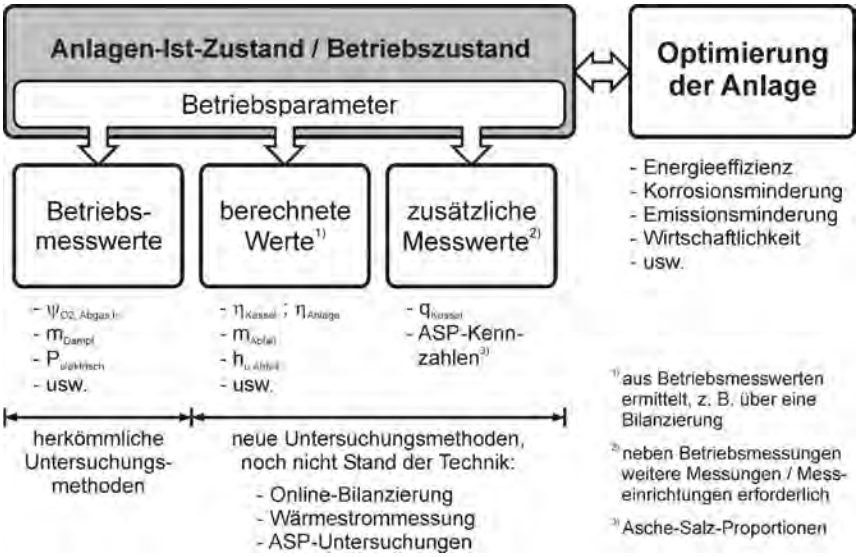


Bild 1: Monitoring von thermischen Kraftwerken als Grundlage zur Anlagenoptimierung [7]

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Modellansätze für die Datenauswertung: Fraktionenmodell, Spraymodell und Feuerungsmodell

Die thermische Abfallverwertung ist ein komplexer Vorgang mit vielfältigen Teilprozessen und Einzelaspekten, die auch in den anzuwendenden Modellen Berücksichtigung finden müssen. Aus diesem Grund ist ein reines Feuerungsmodell als Modellebene nicht ausreichend für ein umfassendes Anlagen-Monitoring, sondern weitere Teilmodelle werden als Ergänzung benötigt.

Ausgangspunkt und maßgebliche Einflussgröße für den Prozess der Abfallverbrennung und alle nachgeschalteten Verfahren ist der Abfallbrennstoff selbst. Anhand der Online-Bilanzierung kann bereits die Elementarzusammensetzung (C, H, O, W) des verbrennenden Abfalls in dieser Form für die Feuerung als ein Bilanzkreis ermittelt werden. Schadstofffrachten und andere brennstoffspezifische Informationen, die eine genauere Kenntnis der Abfallzusammensetzung erfordern, sind damit allerdings nicht darstellbar.

Um diese Datenlücke zu schließen, wurde ein mathematisches Modell zur Bestimmung der fraktionsmäßigen Abfallzusammensetzung ausgehend von den Resultaten der Online-Bilanzierung entwickelt. Dabei werden Abfallfraktionen wie Verbunde, Kunststoffe, PPK u. a. vordefiniert sowie mittlere quantifizierbare Eigenschaften zugeordnet. Anhand einer quadratischen mathematischen Optimierungsrechnung mit Zielfunktion und Nebenbedingungen werden die von den verschiedenen Messsignalen, Abfallstatistiken und Bilanzierungsrechnungen erhaltenen Daten mathematisch so verknüpft, dass in der Regel nur ein **ganz enges Kombinationsspektrum oder keine** Kombination von Abfallfraktionen diese Bedingungen exakt und vollumfänglich erfüllen kann. Der Optimierungsalgorithmus findet dann aber eine Zusammensetzung, welche den mathematisch ausgedrückten Forderungen am nächsten kommt. Damit wird eine hochwahrscheinliche Abfallzusammensetzung gefunden, der man alle Eigenschaften der vordefinierten Abfallfraktionen anteilig zuweisen kann. Die Methode umfasst folgende Schritte [8]:

- Schritt 1: Definition einzelner Abfallfraktionen
- Schritt 2: Zuordnung von durchschnittlichen Werten für bestimmte Fraktionsmerkmale
- Schritt 3: Einführung der Fraktionsmasseanteile als Variable und mathematische Verknüpfung mit den Merkmalen zur Beschreibung des resultierenden Gesamtabfalls
- Schritt 4: Aufstellung der Zielfunktion:

$$\left(\sum_{i=1}^{n} x_i\right)^2 - 2 \cdot \sum_{i=1}^{n} x_i \rightarrow \min \,|\, alternativ \sum_{i=1}^{n} x_i = 1$$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

- Schritt 5: Aufstellung der Rand- und Nebenbedingungen als zentrale Voraussetzung für die Funktionalität, weil hierdurch die bereits bekannten Daten aus der Online-Bilanzierung sowie statistisch gesicherte Schwankungsbreiten einfließen

Die resultierende Abfallzusammensetzung mit zahlreichen Zusatzinformationen wie dem Flüchtigen- oder Brennstoffstickstoffgehalt ist dann die Grundlage für ein Feuerungsmodell mit geringem Bedarf an Rechenkapazität. Dieses stellt die Übertragung des Modells von *Ludewig* [9] in den großtechnischen Maßstab dar. Aufwändige CFD-Simulationen dürften angesichts des immensen Ressourcenverbrauchs für eine Online-Optimierung im vorgestellten Sinn daher kaum zielführend sein, sind aber für eine Validierung der vereinfachten Rechenmodelle unverzichtbar.

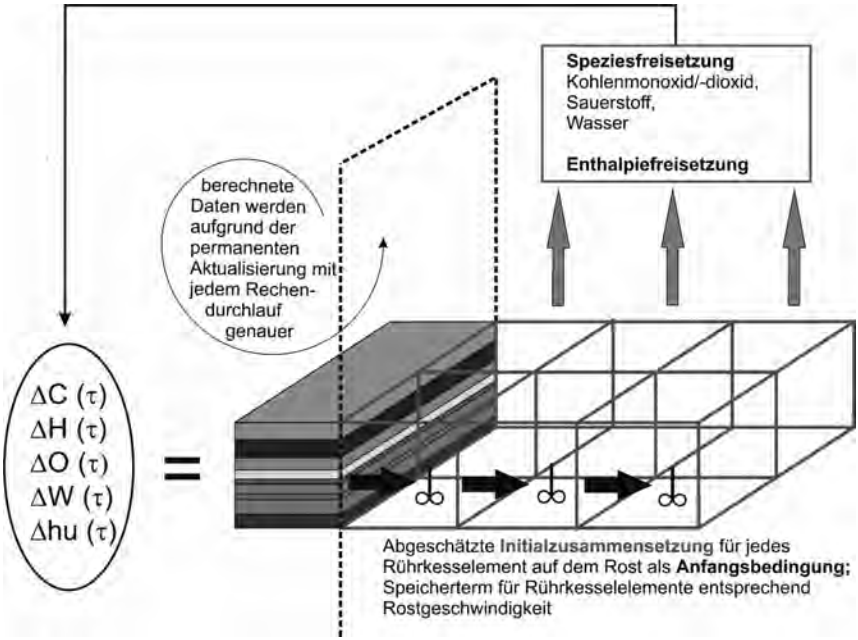


Bild 2: Darstellung der Vorgehensweise für die Modellierung des Brennstoffbettes auf dem Rost

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Entsprechend dem Bedarf an möglichst gut aufgelösten Feuerungsinformationen wird eine Unterteilung des Feuerraumes in die Rostzonen vorgenommen. Unter Ausnutzung der Trägheit des Systems und mit dem Wissen über das instationäre Verhalten des Abfallbrennstoffs ist die fraktionsweise Abfallzusammensetzung auch rostzonenweise determiniert und erlaubt dadurch auch kurzfristige Verlaufsvorhersagen. Wie in *Abbildung 2* dargestellt, ist die via Online-Bilanzierung ermittelte Zusammensetzung des verbrennenden Abfalls die Summe aus dem Umsatz aller Rostzonen. Ist die Zusammensetzung des Brennstoffbettes auf den nachgeordneten Rostzonen aber bekannt, lässt sich der neu zugegebene Abfall in der ersten Rostzone anhand des Abgases als Differenz aus bekanntem Gesamtabfall (Online-Bilanzierung) und der ebenfalls bekannten Brennstoffbett-Zusammensetzung der dahinter gelegenen Rostzonen bestimmen. Ausgehend von einem geschätzten Startwert sind dafür zunächst einige Iterationsschleifen nötig, bis die initial vorgegeben Schätzwerte durch die sukzessiv einlaufenden Messdaten überschrieben worden sind. Durch die Einführung von Kontrollvolumina und Stützstellenebenen entlang des Abgasweges sowie die Berücksichtigung der Primärluftzonen wird die Feuerung dreidimensional abgebildet. Die erste Dimension wird dabei durch den Abfallstrom aufgespannt, die zweite durch die Primärluftzonen und die dritte entlang des Abgasweges. Mit diesem Netz an Zustands- und Prozesswerten wie Massen und Masseströmen, Zusammensetzungen, Temperaturen etc. wird die Feuerung beschrieben.

Die dynamische Optimierung von Prozesskomponenten durch permanente Nachjustierung an den bestmöglichen Betriebspunkt setzt voraus, dass jede Komponente selbst modellhaft abgebildet ist. Damit kann die Wirkung von Parametervariationen gezeigt werden. Für die SNCR-Anlage wurde daher ein vereinfachtes analytisches, aber dennoch sehr aussagekräftiges Spraymodell entwickelt. Dieses umfasst vier Kernkomponenten:

- Zurückführung des Sprays auf Cluster Einzeltropfen unter Einbeziehung von Schwarmwiderstandsbeiwerten
- Die Bahnkurvenermittlung für Einzeltropfen auf Grundlage einer Kräftebilanz
- Verdampfung und Reduktionsmittelfreisetzung für Einzeltropfen entlang der Bahnkurve (*Bild 3*)
- Umsatz und Reaktionskinetik (temperaturabhängig) für die Stickstoffspezies

Dieser Ansatz wird dann auf die diskretisierte SNCR-Zone im Feuerraum angewendet und verarbeitet zahlreiche Eingangswerte wie Tropfengrößenverteilung, Sprühgeometrie,

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Eintrittsgeschwindigkeit, Stoffwerte etc. Weil es sich um ein vereinfachtes Modell handelt, hat es keinen hohen Bedarf an Rechenkapazitäten und kann damit innerhalb weniger Minuten Ergebnisse zurückgeben. Weitere Details zum Spraymodell finden sich bei [10]

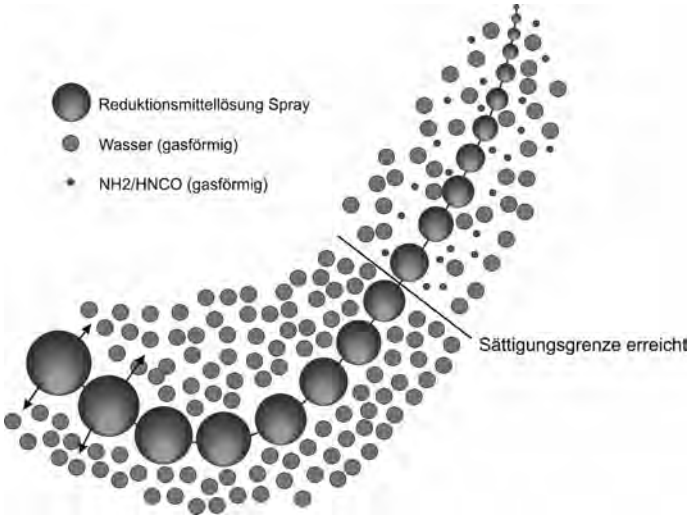


Bild 3: Schema zur Reduktionsmittelfreisetzung entlang der Tropfenbahnkurve

3. Offene Modulplattform mit integrierter Prozessdatenbank

Die verbindende Komponente zwischen den verschiedenen Formen der Sensorik und den prozesssynchron rechnenden Modellen ist die offene Modulplattform. Kernstück dieser Modulplattform ist eine Prozessdatenbank, in welcher sowohl Messsignale als auch Berechnungsergebnisse jeweils mit Zeitstempel versehen zusammenlaufen. Die Kommunikation zwischen der Datenbank und den als „Rechenmodulen“ bezeichneten Modellapplikationen geschieht durch standardisierte XML-Dateien als Datenträger. Dadurch wird gewährleistet, dass die Plattform anbieteroffen erweiterbar ist und neue Sensorik mit angeschlossenen Modellen oder innovative neuentwickelte Modelle problemlos an die Plattform angeschlossen werden können und dadurch auch Zugriff – sowohl lesend als auch schreibend – auf die Datensätze der Prozessdatenbank erhalten.

Für die Beeinflussung der Prozessführung durch bestimmte Stellschrauben werden Einstellparameter benötigt. Je mehr aufbereitete Informationen online, also zeitnah zur Verfügung stehen, desto präziser kann der jeweilige Teilprozess justiert werden. Kenntnisse

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

über die Zusammensetzung des verbrennenden Abfalls und über die verfahrenstechnischen Vorgänge im Feuerraum können dabei für die Einschätzung der Belagssituation oder von Korrosionsvorgängen genauso von Interesse sein wie umgekehrt das Signal der Wärmestromdichtemessung oder Kameradaten in das Feuerungsmodell einfließen können. Ein entscheidender Aspekt der Plattform ist, dass jedes verbundene Rechenmodul echtzeitfähig im o. g. Sinne arbeitet und dadurch zeitkritische Vorgänge im thermischen Hauptverfahren und der Abgasreinigung dynamisch gesteuert werden können. Dafür ist die Prognosefunktion von maßgeblicher Bedeutung, weshalb die Prozessdatenbank nicht nur Ist-Werte, sondern auch prognostizierte Werte umfasst.

4. Ergebnisse

Im Folgenden wird am Beispiel der Stickoxidemissionen dargestellt, wie die beschriebenen Modelle angefangen von der Ermittlung der Abfallfraktionen über die Feuerraum- und Schadstoffberechnung (Stickoxidbildung nach *Mitchell und Tarbell* [11]) bis hin zum Spraymodell ineinander greifen und plausible Zusammenhänge zeigen. **Sämtliche NO_x-Angaben sind dabei gemäß BImSchV auf NO_2 bezogen**. Damit kann die Eignung für ein umfassendes Anlagen-Monitoring – als Ausgangspunkt der Online-Optimierung in Verbindung mit der erläuterten Modulplattform – belegt werden.

Die Diagramme in *Bild 4 - Bild 7* (unterschiedliche Skalen an der Ordinate!) zeigen jeweils den berechneten NO_x-Gehalt im Rohgas und den gemessenen NO_x-Gehalt im Reingas (EMI). Die gemessenen Eingangsdaten sind historische 5-Minuten-Mittelwerte vom Mai 2017 aus einem deutschen Müllheizkraftwerk. Ausgangsbasis der Berechnung der Rohgas-NO_x-Gehalte sind die Brennstoffdaten aus dem Fraktionenmodell (Brennstoff-Stickstoff-Gehalt, Flüchtige etc.) und es fließen zusätzlich Parameter aus der Online-Bilanzierung (z.B. Abfallmassestrom) und weitere Messwerte wie die Temperatur ein. Zur Veranschaulichung des Temperatureinflusses auf die Stickoxidbildung im Modell wurde die mittlere Feuerraumtemperatur (Messwert) herangezogen und darauf einmal 200K und einmal 250K addiert, um in den Bereich der Flammentemperatur zu kommen. Außerdem wurde die Verweilzeit einmal mit 0,15s und einmal mit 0,25s angesetzt. In der Kombination ergeben sich 4 Fälle:

Tabelle 1: Fallunterscheidungen für die Modellberechnung der NO_x-Emissionen im Rohgas

	Fall 1	Fall 2	Fall 3	Fall 4
Übertemperatur	200K	200K	250K	250K
Verweilzeit	0,15s	0,25s	0,15s	0,25s

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

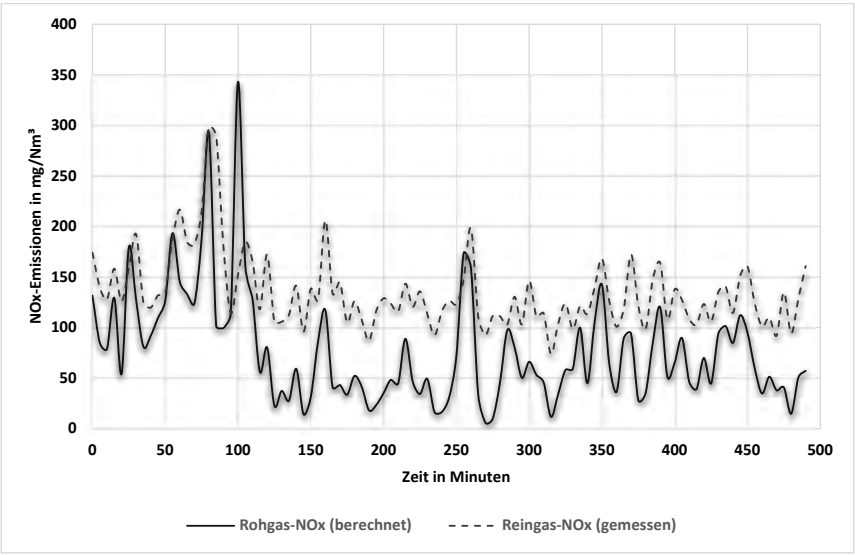


Bild 4: Gegenüberstellung NO_x (Rohgas berechnet) und NO_x (EMI, gemessen), Fall 1

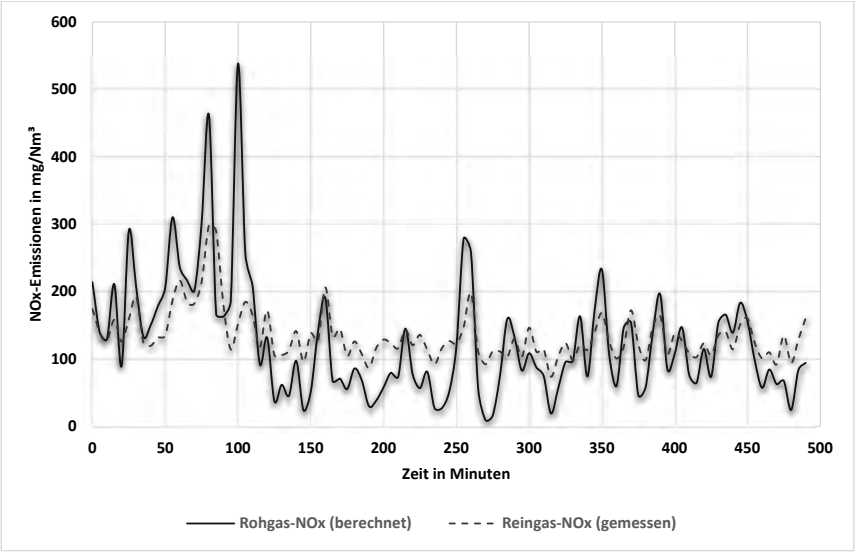


Bild 5: Gegenüberstellung NO_x (Rohgas berechnet) und NO_x (EMI, gemessen), Fall 2

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

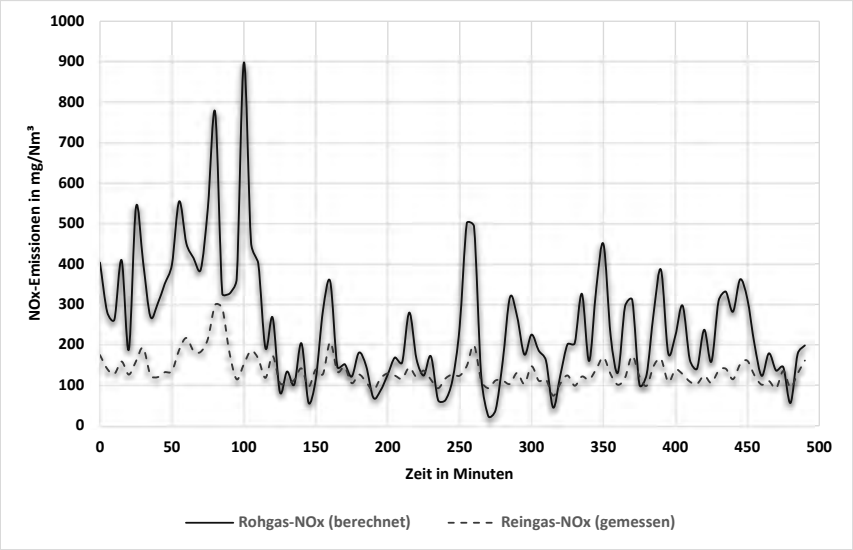


Bild 6: Gegenüberstellung NO_x (Rohgas berechnet) und NO_x (EMI, gemessen), Fall 3

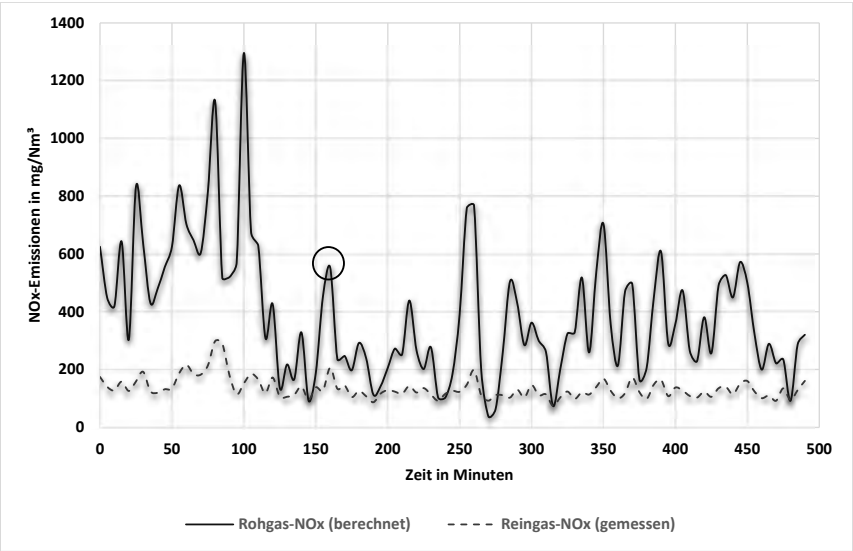


Bild 7: Gegenüberstellung NO_x (Rohgas berechnet) und NO_x (EMI, gemessen), Fall 4

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Der erwartete Einfluss von Temperatur und Verweilzeit ist klar erkennbar. Steigen diese jeweils, erhöht sich auch die berechnete Stickoxidkonzentration. Die hohe Sensitivität der Temperatur wird klar wiedergegeben und verdeutlicht, welch hohe Genauigkeit bei der Temperaturmessung bzw. -bilanzierung verlangt werden muss.
Besonders hervorzuheben ist aber die gute Korrelation zwischen dem berechneten Rohgas-NO_x-Gehalt und dem gemessenen Reingas-NO_x-Gehalt. Dabei fließt der Messwert für Reingas-NO_x nicht in die Berechnung ein. Obwohl die Reduktionsmittelmenge für den Reingas-NOx-Gehalt ebenfalls eine entscheidende Rolle spielt, wird der real vorhandene Zusammenhang klar ersichtlich und bestätigt die zugrunde liegenden Modelle.

Aus den ermittelten Kurven wird ein Wert beispielhaft (siehe Markierung *Bild 7*) entnommen und mit dem Spraymodell verarbeitet. Bei Minute 160 beträgt der berechnete Rohgas-NO_x-Gehalt 552 mg/Nm³ und der gemessene Reingas-NO_x-Gehalt 206 mg/Nm³ bei einem Durchfluss an Reduktionsmittelkonzentrat von 136 l/h und einem Zusatz-Wasserdurchfluss von 260 l/h. Berechnet man anhand des Spraymodells mit den gegebenen Werten die Stickoxidverteilung im Reingas, ergibt sich folgendes Resultat (*Bild 8*):

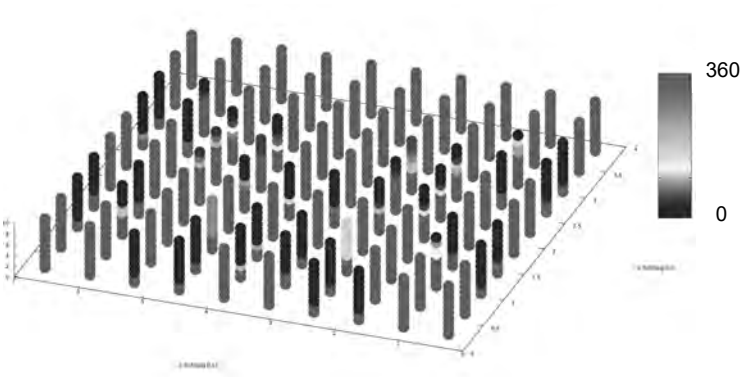


Bild 8: NO_x-Verteilung (mg/Nm³) im Feuerraum für den Fall, dass alle 6 Lanzen in Betrieb sind

Der mittlere berechnete NO_x-Gehalt im Reingas nach SNCR beträgt **213 mg/Nm³,** kommt also sehr nah an den gemessenen Wert von 206 mg/Nm³ heran. Schaltet man im Modell vier von sechs Lanzen ab und gibt das gesamte Reduktionsmittel ausschließlich über die zwei Lanzen der Vorderwand zu, gibt das Spraymodell die Verteilung gemäß *Bild 9* zurück.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

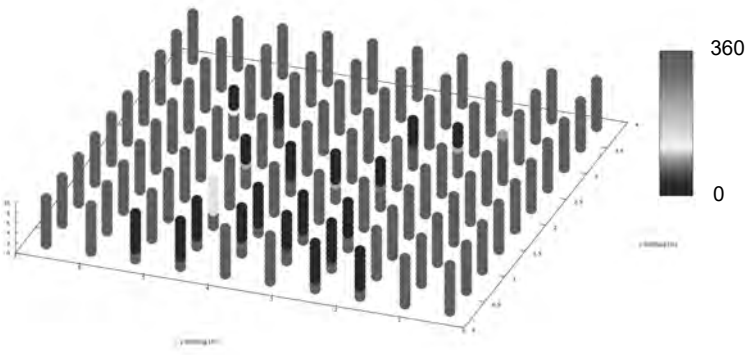


Bild 9: NO_x-Verteilung (mg/Nm³) im Feuerraum für den Fall, dass nur die zwei Lanzen der Vorderwand in Betrieb sind

Der mittlere NO_x-Gehalt würde gemäß Berechnung dann bei **285 mg/Nm³** liegen. Das macht deutlich, dass trotz der zahlreichen Vereinfachungen hinsichtlich Strömungsverhältnissen, Tropfenbewegung und chemischem Umsatz/Reaktionkinetik Ergebnisse erzielt werden, welche die prinzipiellen Verhältnisse gut widerspiegeln. Auf diese Weise kann dann auch die Optimierung der SNCR im Betrieb online durchgeführt werden, weil innerhalb weniger Minuten die Reduktionsmittel- und Stickoxidverteilung im Feuerraum analysiert werden kann.

5. Zusammenfassung und Ausblick

Dieser Beitrag beschreibt die Grundlagen für ein umfassendes modellbasiertes Online-Monitoring als Ausgangspunkt und Werkzeug für die Online-Optimierung. Das Ziel ist die Möglichkeit, einen Prozesseingriff zum optimalen Zeitpunkt durchzuführen, wofür ein entsprechendes Anlagenverständnis Voraussetzung ist. Anhand der Stickoxidemissionen konnte die Abbildung von klaren Zusammenhängen zwischen Messwerten und unabhängig davon modellgestützt generierten Rechenwerten gezeigt werden. Die Überprüfung der Gesamtplattform und der Prognosegüte als Demonstrationsanlage an einem Müllheizkraftwerk ist aktuell in Bearbeitung.

Danksagung

Die Autoren danken dem BMWi für die finanzielle Zuwendung aus dem Programm „Zentrales Innovationsprogramm Mittelstand (ZIM)“ für das AiF-Projekt „Emissionsreduzierung 4.0:

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Entwicklung eines NO-Managementsystems auf Basis von Analyse, Modellbildung und Agentensoftware“ (KF2006428ST4).

Literaturangaben

[1] Schreiner, R.; Busch, M.: Ergänzung der Feuerungsregelung von MVAs mit Signalen aus einer flächenhaften Brennbett-Temperaturerfassung mittels Infrarotkamera. VDI-Berichte 1629, VDI-Verlag GmbH. Düsseldorf. 2001

[2] Grahl, S.: Charakterisierung von Ablagerungen an Membranwänden von Dampferzeugern. TU Dresden Diss. 2013

[3] Pohl, M.: Vom Brennstoff Zum Rauchgas über Betrieb Und Instandhaltung 4.0. Tagung Dampferzeugerkorrosion. Freiberg. 2015

[4] Gierend, C.; Georg, S.; Schreiner, R.; von Raven, R.; Murer, M.: Künstlich Neuronale Netze zur Hochdruckdampf-Temperaturregelung. In: Thomé-Kozmiensky, K. J.; Beckmann, M. (Hrsg.): Energie aus Abfall – Band 13. Neuruppin: TK Verlag Karl Thomé-Kozmiensky, 2016, S. 333-342. ISBN 978-3-944310-24-4

[5] Beckmann, M., Horeni, M.; Metschke, J.; Krüger, J.; Papa, G.; Englmaier, L.; Busch, M.: Possibilities of Process Optimization in Municipal Solid Waste Incineration Plants by an Online Balancing Program. In: Proceedings of the International Conference on Incineration and Thermal Treatment Technologies – IT3, 09.05. – 13.05.2005, Galveston (USA)

[6] Beckmann, M.; Widder, T.; Pieper, C.; Treppe, K.: Waste-to-Energy 4.0. In: Thomé-Kozmiensky, K. J.; Beckmann, M. (Hrsg.): Energie aus Abfall – Band 13. Neuruppin: TK Verlag Karl Thomé-Kozmiensky, 2016, S. 29-42. ISBN 978-3-944310-24-4

[7] Beckmann, M.; Rostkowski, S.: Optimierung von Biomasse- und Abfallverbrennungsanlagen durch Monitoring. In: Thomé-Kozmiensky, K. J.; Beckmann, M. (Hrsg.): Energie aus Abfall - Band 7. Neuruppin: TK Verlag Karl Thomé-Kozmiensky. 2010, S. 3-18. ISBN 978-3-935317-46-7

[8] Widder, T.; Beckmann, M.; Reynolds, P.: Online determination of elementary and fractional waste composition for Municipal Solid Waste Incineration Plants (MSWIP). *Veröffentlichung demnächst*

[9] Ludewig, S.: Prozessmodellgestützte Optimierung von Primärmaßnahmen zur NO_x-Minderung in Rostfeuerungen bei Einsatzstoffen mit unbekannter, zeitlich veränderlicher Zusammensetzung, TU Clausthal Diss. 2010

[10] Widder, T.; Beckmann, M.: Analysis of single droplet evaporation to realize a fast spray modeling approach for online SNCR enhancement. *Veröffentlichung demnächst*

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[11] Mitchell, J. W.; Tarbell, J. M.: A Kinetic Model of Nitric Oxide Formation During Pulverized Coal Combustion. AIChE Journal (1982) Vol. 28, 2 S.302-311

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Reduktion der NOx-Emissionen einer stationären Wirbelschicht durch optimierte Verbrennungsführung

Dr.-Ing. **P. Schmittel**, BASF SE, Ludwigshafen am Rhein
Dr.-Ing. **C. Liebig**, BASF SE, Ludwigshafen am Rhein
M. Zimmer (B. Sc.), Karlsruher Institut für Technologie

Kurzfassung

Die BASF SE betreibt am Standort in Ludwigshafen eine Kläranlage mit einer anschließenden Monoklärschlammverbrennungsanlage, bestehend aus zwei parallelen Verbrennungslinien mit stationären Wirbelschichtöfen. Im Hinblick auf die novellierte Fassung der 17. BImSchV und dem verschärften, ab 01.01.2019 gültigen Emissionsgrenzwert für Stickoxide von 150 mg/Nm³ (Tagesmittelwert), wurde die Fahrweise der Verbrennungsöfen über eine Ofenraumregelung mit Fuzzy-Logik automatisiert. Die Regelung beeinflusst den dominierenden NO-Bildungsweg, die Bildung aus im Brennstoff gebundenem Stickstoff, in dem sie den Sauerstoffgehalt und die Wirbelbetttemperatur zum Optimum absenkt und deren Schwankungen reduziert. Diese Regelung führt zu einem deutlich stabileren Verbrennungsprozess und gewährleistet die sichere Einhaltung der zukünftigen Stickoxid-Grenzwerte. Zusätzlich ermöglicht die Automatisierung eine Steigerung der Verbrennungskapazität.

1. Vorstellung der Monoklärschlammverbrennungsanlage der BASF SE

Der Standort der BASF SE in Ludwigshafen ist einer der größten zusammenhängenden Chemiestandorte weltweit. Die Aufreinigung des entstehenden Abwassers erfolgt in der zugehörigen Kläranlage, deren Kapazität 6,2 Mio. Einwohnerwerten entspricht. Der dabei anfallende Klärschlamm wird mechanisch entwässert und anschließend in einer Monoklärschlammverbrennungsanlage, bestehend aus zwei parallelen Verbrennungslinien mit einer Gesamtkapazität von über 400.000 Tonnen Filterkuchen pro Jahr, verbrannt. Die Verbrennung erfolgt in stationären Wirbelschichtöfen mit nachgeschalteten Abhitzekesseln zur Dampferzeugung und anschließender Rauchgasreinigung. Zur effizienten Nutzung der Gesamtkapazität werden zusätzlich externe Klärschlämme mitverbrannt. Da der entwässerte Klärschlamm nicht eigenständig brennt, erfolgt eine Konditionierung mit feinkörniger Kohle. Die Verbrennungswärme wird thermisch zur Stromproduktion und zur Auskopplung von Fernwärme genutzt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 1: Klärschlammverbrennungsanlage der BASF SE, Ludwigshafen

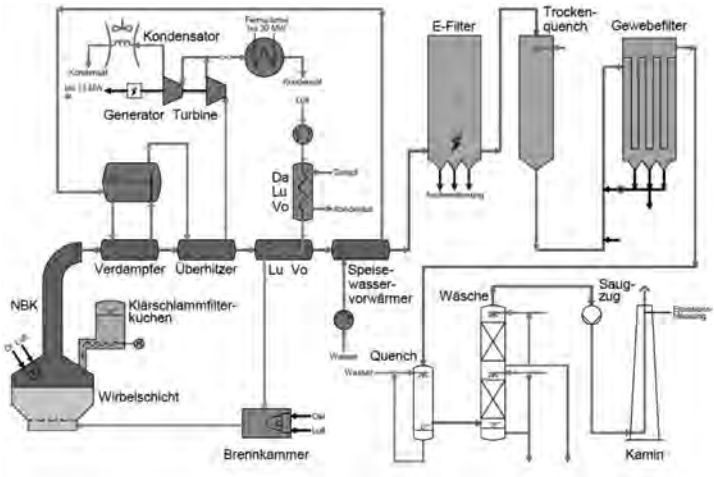


Bild 2: Übersichtsfließbild der Klärschlammverbrennungsanlage

2. Projekthintergrund

Die Rahmenbedingungen für Luftemissionen von Industrieanlagen werden national über das Bundes-Immissionsschutzgesetz (BImSchG) vorgegeben. Für Abfallverbrennungsanlagen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

gilt eine gesonderte Verordnung, die 17. Bundes-Immissionsschutzverordnung (17. BImSchV).
Die novellierte Fassung der 17. BImSchV enthält eine weitere Verschärfung der Grenzwerte für Stickoxide. Für bestehende Anlagen gilt ab dem 01.01.2019 der neue Tagesmittelgrenzwert von 150 mg/Nm³ (davor: 200 mg/Nm³). Zur sicheren Einhaltung des zukünftigen Grenzwertes für Stickoxide und zur Steigerung der Verbrennungskapazität erfolgte in Zusammenarbeit mit dem Karlsruher Institut für Technologie (KIT, Institut für technische Chemie) eine Untersuchung des Optimierungspotenzials hinsichtlich der NOx-Emissionen [1]. Neben Primärmaßnahmen wurde auch der Einsatz von Sekundärmaßnahmen geprüft.

3. Grundlagen Stickoxidbildung

Für die NO-Emissionen gibt es drei Hauptbildungsarten: das thermische NO, das Prompt-NO sowie das NO aus im Brennstoff gebundenen Stickstoff.

3.1. Thermisches NO

Thermisches NO wird durch den Angriff von Sauerstoff-Radikalen an der NaN Dreifachbindung des molekularen Luftstickstoffs gebildet. Die Initiierungsreaktion besitzt eine niedrige Reaktionsgeschwindigkeit und aufgrund der stabilen Dreifachbindung eine sehr hohe Aktivierungsenergie. Um die Aktivierungsenergie sowie eine ausreichende Reaktionsgeschwindigkeit zu erreichen, werden sehr hohe Temperaturen (T>1300 °C) und eine ausreichende Verweilzeit benötigt. Ferner hängt die thermische NO-Bildung vom Sauerstoffangebot im Feuerraum ab. Um eine Minderung der thermischen NO-Emissionen zu erreichen, werden demnach niedrige Temperaturen, kurze Verweilzeiten und ein geringes Sauerstoffangebot angestrebt.

3.2. Prompt-NO

Das Prompt-NO wird ebenfalls aus molekularem Luftstickstoff gebildet. Die Initiierung erfolgt über den Angriff von Kohlenwasserstoffradikalen (CH_i). Da die Aktivierungsenergie deutlich geringer ist als die des thermischen Bildungsweges, kann Prompt-NO schon bei Temperaturen zwischen 700 und 800 °C entstehen. Für die Bildung sind demnach die entsprechenden Temperaturen und hohe Konzentrationen an CH_i-Radikalen notwendig. Daher entsteht das Prompt-NO nahezu ausschließlich in der Flammenfront. Durch die relativ geringen Konzentrationen an CH_i-Radikalen sowie die Vielzahl an Konkurrenzreaktionen ist

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

die absolute Menge an NO, die durch den prompten Mechanismus gebildet wird, eher als gering einzuschätzen [2].

3.3 NO-Bildung aus brennstoffgebundenem Stickstoff

Bei der NO-Bildung aus im brennstoffgebundenem Stickstoff wird zwischen der homogenen NO-Bildung, der Abgabe flüchtiger stickstoffhaltiger Bestandteile des Brennstoffs und deren Umsetzung, und der heterogenen NO-Bildung aus dem im Restkoks verbleibenden Stickstoff unterschieden. Die heterogen-kinetischen Vorgänge an Kokspartikeln sind jedoch von untergeordneter Bedeutung [3]. Die Bindungsenergie der Brennstoff-N-Verbindungen sind im Vergleich zur Dreifachbindung des molekularen Stickstoffs deutlich geringer. Daher ist der Brennstoff-N-Mechanismus schon bei geringeren Temperaturen (700-800 °C) relevant. Die Art der chemischen Bindung hat keinen bedeutenden Einfluss [4]. Neben der Temperatur und dem Stickstoffgehalt im Brennstoff ist vor allem die Luftzahl von Bedeutung, da die Umsetzung der Zwischenprodukte zu NO stark vom Angebot an oxidierenden Radikalen abhängt. Jedoch führen sehr geringe Luftzahlen zu erhöhten Emissionen von NH_3 und HCN, die ebenfalls als Schadstoffe eingestuft sind. Für die Summe der gebildeten Schadstoffe ergibt sich meist bei einer Luftzahl von ca. 0,7 ein Minimum.

4. Primärmaßnahmen

Als Primärmaßnahmen werden Veränderungen in der Verbrennungsführung bezeichnet. Dabei soll durch feuerungstechnische Maßnahmen die Schadstoffbildung, insbesondere die NO-Bildung, gesenkt werden. Da die Stickoxidbildung stark temperaturabhängig ist, zielen Primärmaßnahmen in erster Linie darauf ab, die Temperatur des Verbrennungsprozesses zu senken. Durch die Verringerung des verfügbaren Sauerstoffangebots sowie der Minderung der Verweilzeit bei hohen Temperaturen kann ebenfalls eine Reduzierung der NO-Bildung erfolgen. Gestufte Verbrennungen sowie Verbrennungen mit Abgasrückführung sind die in der Praxis realisierten technischen Primärmaßnahmen. Bei der gestuften Verbrennung kann zwischen der Luftstufung sowie der Brennstoffstufung unterschieden werden. Die Luftstufung besteht meist aus zwei Stufen, die Brennstoffstufung dagegen meist aus drei Stufen [3]. Die Stufungen erfolgen entweder direkt im Brenner, als sogenannte Low-NOx-Burner, oder als nachgeschaltete Zufuhr in den Brennraum. Die Luftzahlabhängigkeit des Brennstoff-N-Mechanismus bildet die Grundlage der gestuften Verbrennung als Technik zur NOx-Minderung. An der hier betrachteten Verbrennungsanlage ist weder eine Luft- noch eine Brennstoffstufung technisch realisiert.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

5. Sekundärmaßnahmen

Sekundärmaßnahmen eliminieren die im Abgas entstandenen Stickoxide sowie andere Schadstoffe aus dem Rauchgas. In der Praxis haben sich bisher jedoch nur die reduktiven Verfahren, das SNCR- und das SCR-Verfahren, durchgesetzt. Beim SNCR-Verfahren (Selective-Non-Catalytic Reduction) erfolgt die Reduzierung der Stickoxide ohne Katalysator bei hohen Rauchgastemperaturen, beim SCR-Verfahren (Selective Catalytic Reduction) hingegen erlaubt ein Katalysator eine Stickoxidminderung bei geringeren Rauchgastemperaturen.

Beim SNCR-Verfahren setzen sich die Stickoxide durch Thermolyse eines Reduktionsmittels (Ammoniakwasser oder Harnstofflösungen) zu Wasserdampf und Stickstoff um. Die Zugabe des Reduktionsmittels erfolgt durch die Eindüsung mit einem Trägermedium (Druckluft oder Dampf) in die Nachbrennkammer des Verbrennungsprozesses bei Temperaturen zwischen 900-1100 °C. Aufgabe des Trägermediums ist die Steigerung des Mischungsimpulses, um die Einmischung im Rauchgas zu fördern. Bei einer Unterschreitung des Temperaturbereichs sinkt die Reaktionsgeschwindigkeit der Umsetzung soweit ab, dass verstärkt Ammoniakschlupf (Durchbruch an unverbrauchtem Reduktionsmittel) auftritt.

Da die Verläufe für NO und NH_3 gegenläufig sind, liegt dabei die Herausforderung in einer optimierten Fahrweise, in der eine gleichzeitige Minimierung der beiden Schadstoffe im Abgas erreicht wird. Die novellierte Fassung der 17. BImSchV enthält erstmals ab dem 01.01.2016 einen Grenzwert für den NH_3-Gehalt im Rauchgas für Anlagen, die unter Einsatz von Sekundärmaßnahmen ihre Stickoxidemissionen senken.

Ähnlich wie beim SNCR-Verfahren werden beim SCR-Verfahren die Stickoxide ebenfalls mit Ammoniakwasser oder Harnstofflösung umgesetzt. Jedoch werden durch einen Katalysator die Aktivierungsenergien der Reaktionen herabgesetzt und die Reduktion erfolgt demnach bei deutlich tieferen Temperaturen (200-400 °C). Da bei Abfallverbrennungsanlagen hohe Staub- sowie Schadstoffbeladungen zu einer Vergiftung des Katalysators und somit zu einer Verringerung der Lebensdauer führen, erfolgt die Platzierung der SCR-Anlage nicht in der Nachbrennkammer, sondern am Ende der Rauchgasreinigung (Tail-End-Schaltung). Dort ist eine erneute Erwärmung der kalten Abgase vor dem Katalysator notwendig. Die Investitionskosten für SCR-Anlagen sind verglichen mit SNCR-Anlagen um ein vielfaches höher und auch die Betriebskosten fallen aufgrund des regelmäßigen Katalysatorwechsels und des nötigen Wiederaufheizens deutlich ins Gewicht [5].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

6. Ofenraumregelung mit Fuzzy-Logik

Entwässerte Klärschlämme variieren aufgrund der unterschiedlichen Herkunft stark in ihrer Zusammensetzung. Der Wassergehalt weist üblicherweise Werte zwischen 20% und 80% und der Heizwert zwischen -500 kJ/kg und 12.000 kJ/kg auf. Somit erfordert der Verbrennungsprozess kontinuierliche Regeleingriffe, um diesen Schwankungen entgegenzuwirken und den optimalen Betriebspunkt durch eine geeignete Brennstoff- und Luftzufuhr zu erreichen. Im manuellen Betrieb muss nach jedem Regeleingriff die Reaktion des Ofens abgewartet werden, bevor weitere Eingriffe erfolgen können. Daraus resultiert eine vergleichsweise träge Ofenfahrweise, die nur schwierig den optimalen Betriebspunkt erreicht. Dies gilt insbesondere in Extremsituationen, wie bei einer starken Veränderung der Brennstoffzusammensetzung. Eine Ofenraumregelung, die die Auswirkungen der Stelleingriffe auf das dynamische Verhalten des Systems berücksichtigt, lässt daher deutlich schnellere und kontinuierliche Regeleingriffe zu. Gleichzeitig ermöglicht eine automatisierte Ofenraumregelung durch kontinuierliche Eingriffe in den Prozess eine Minderung der NOx-Emissionen, in dem der für diese Anlage maßgebliche NO-Bildungsweg beeinflusst wird. Betriebsversuche konnten zeigen, dass die NO-Konzentration sowohl stark von der Betttemperatur als auch von dem vorherrschenden Sauerstoffangebot im Brennraum abhängig ist. Da die Verweilzeit in der Nachbrennkammer sowie das Temperaturniveau der Nachbrennkammer und des Wirbelbettes deutlich unter den erforderlichen Werten der thermischen NO-Bildung liegen, ergibt sich die Bildung aus im brennstoffgebundenen Stickstoff als dominierender NO-Bildungsweg. Dies bestätigen auch die durchgeführten reaktionskinetischen Untersuchungen der thermischen NO-Bildung, die mit der Software Chemkin und dem GRI 3.0-Mechanismus durchgeführt wurden [1]. Die Beeinflussung der NO-Bildung aus im Brennstoff gebundenen Stickstoff erfolgt über eine Absenkung der Wirbelbetttemperatur und des Sauerstoffgehaltes im Brennraum.

Die Automatisierung des Ofenbetriebes erfolgt durch die Regelung mit Fuzzy-Logik, die auch als unscharfe Logik bezeichnet wird. Im Gegensatz zu einer binären Logik, in der logische Aussagen nur die Werte 1 (wahr) oder 0 (falsch) annehmen können, ist bei der Fuzzy-Logik eine Unterteilung in beliebig viele Zwischenschritte zwischen wahr und falsch möglich. Aufgrund der Vielzahl von Eingangsgrößen und deren Verknüpfungen in verschiedenen Regelblöcken und Funktionsstrukturen beläuft sich die Regelbasis für die Ofenraumregelung auf über 300 definierte Regeln. Die Regelung erfolgt über die Änderungen der Stellgrößen und orientiert sich an vorgegebenen Sollwerten, wie z.B. der NOx-Konzentration. Diese Sollwerte basieren auf Erfahrungswerten des Bedienpersonals und durchgeführten Betriebsversuchen. Die Stellgrößen sind die Filterkuchenmenge sowie die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Verbrennungsluftmenge und lassen kontinuierliche Anpassungen an der Ofenfahrweise zu. Die Anpassungszeiten richten sich dabei nach den Betriebsparametern und ihren zugehörigen Gradienten, um eine optimale Fahrweise zu ermöglichen.

7. Darstellung der Betriebsergebnisse

Die Ergebnisse der Implementierung sind nachfolgend beispielhaft für eine der beiden Verbrennungslinien abgebildet. Als Vergleichsjahr für den manuellen Betrieb dient das Jahr 2014 und für die Fuzzy-Regelung das Jahr 2016. In der Optimierungsphase im Jahr 2015 wurde die Regelung in den Prozess implementiert und vorwiegend mit den manuellen Vorgabewerten, deren Gewichtung sowie den Anpassungszeiten experimentiert. Die Abbildungen, in denen zum einen die Mittelwerte der Betttemperatur (Bild 3) und zum anderen die Mittelwerte des Restsauerstoffgehaltes (Bild 4) über die Vergleichsjahre dargestellt sind, zeigen den Wertebereich sowie die Verteilung der durchschnittlichen Tageswerte. Die Boxen zeigen die mittleren 50% der Datenpunkte und sind durch die untere 25%- und die obere 75%-Kante begrenzt. Sie dienen als Maß für die Streuung der Daten und als Indikator für die Stabilität des Verbrennungsprozesses. Die Verteilungen der Messwerte in den Abbildungen zeigen eine signifikante Verminderung der Schwankungen der Prozessgrößen und eine Minimierung der Spannweite, was einen deutlich stabileren Verbrennungsprozess zur Folge hat. Zusätzlich konnte eine deutliche Absenkung des Medianwertes, dargestellt als horizontale Gerade in der Box, erreicht werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

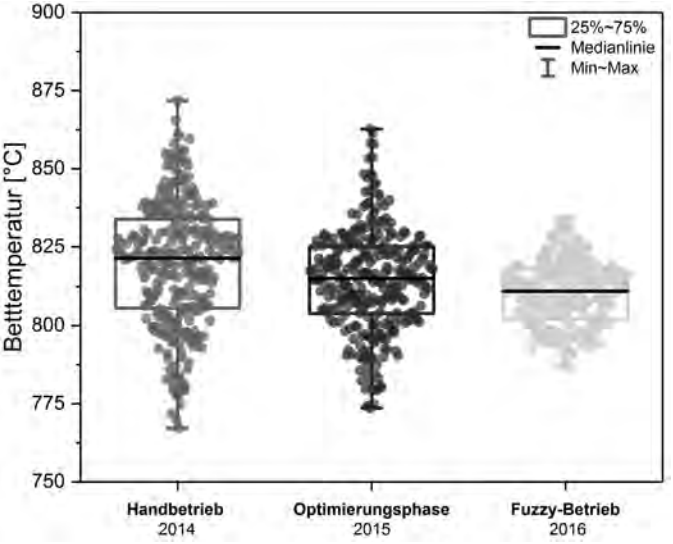


Bild 3: Vergleich der durchschnittlichen Tageswerte der Betttemperatur

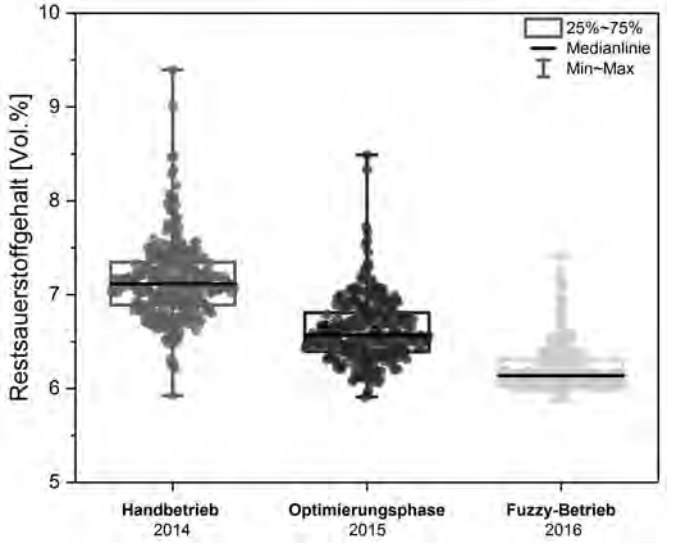


Bild 4: Vergleich der durchschnittlichen Tageswerte des Restsauerstoffgehaltes

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Neben verminderten Emissionen ermöglicht die Absenkung des Sauerstoffgehaltes bzw. der Verbrennungsluftmenge eine Erhöhung des Brennstoffdurchsatzes bei gleicher Rauchgasmenge. Da derzeit die maximal mögliche Rauchgasmenge ein limitierender Faktor des Verbrennungsprozesses ist, führt die Automatisierung somit zu einer Erhöhung der Verbrennungskapazität. Diese Steigerung illustriert Bild 5, in der das Verhältnis des durchgesetzten Filterkuchens zur eingesetzten Verbrennungsluft über die jeweiligen Zeiträume aufgetragen ist.

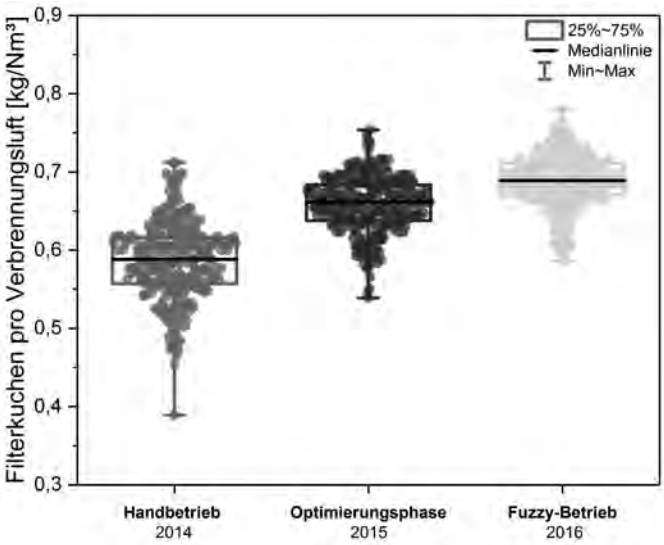


Bild 5: Vergleich der durchschnittlichen Tageswerte Filterkuchenmenge/Verbrennungsluft

Die Ofenraumregelung führt zu einer Erhöhung der durchschnittlichen Menge an Filterkuchen pro Nm³ Verbrennungsluft von 0,59 kg/Nm³ auf 0,69 kg/Nm³ (17%). Diese Kapazitätssteigerung ermöglicht den weiteren Ausbau des externen Filterkuchengeschäfts. Wie in den vorherigen Diagrammen ist auch hier eine Minimierung der Schwankungen zu erkennen. Ferner erhöht sich aufgrund des erhöhten Durchsatzes an Brennstoff auch die Temperatur der Nachbrennkammer, wodurch ein verbesserter CO-Ausbrand erreicht wird. Gleichzeitig reduzieren sich dadurch auch die Einsatzzeiten der Hilfs- und Stützbrenner, so dass die Menge an Hilfsbrennstoff (Öl) um 73 % gesenkt wurde. Folglich führt die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Automatisierung nicht nur zu einer Minderung der Stickoxide, sondern auch zu einer Senkung der durchschnittlichen CO-Konzentration von 29 mg/Nm³ auf 25 mg/Nm³ (14 %). Die durchschnittliche NOx-Konzentration konnte von 105 mg/Nm³ auf 95 mg/Nm³ (10 %) gesenkt werden. Die Ergebnisse der Emissionsminderungen sind in Bild 6 (NOx) und in Bild 7 (CO) dargestellt. Sie zeigen die jährlichen Durchschnittswerte der NOx- sowie der CO-Konzentration über die Vergleichsjahre. Weiterhin ist der bestehende bzw. novellierte Tagesmittelgrenzwert jeweils als Gerade eingezeichnet. Diese zeigen, dass die durchschnittlich erreichten Konzentrationswerte deutlich unter den vorgeschriebenen Grenzwerten liegen. Die Automatisierung des Ofenbetriebes gewährleistet somit eine sichere Einhaltung des zukünftig geltenden Grenzwertes für Stickoxide und konnte somit hohe Investitionskosten in technische NOx-Minderungseinheiten (SNCR, SCR) vermeiden. Zusätzlich ermöglichte die Regelung eine Steigerung der Verbrennungskapazität und eine deutliche Entlastung des Bedienpersonals.

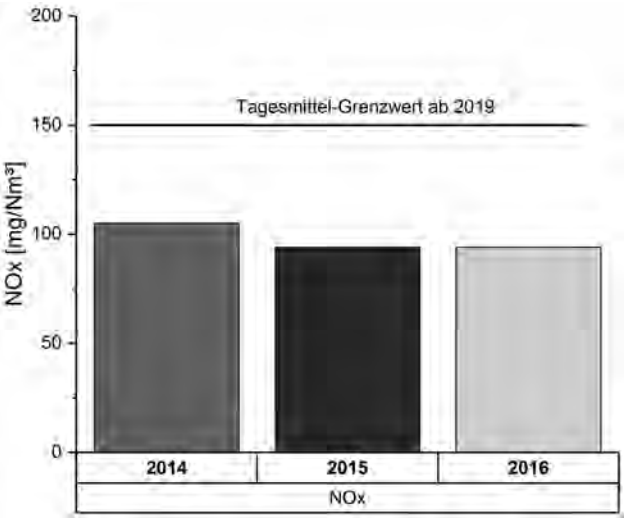


Bild 6: Vergleich der durchschnittlichen NOx-Konzentration

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

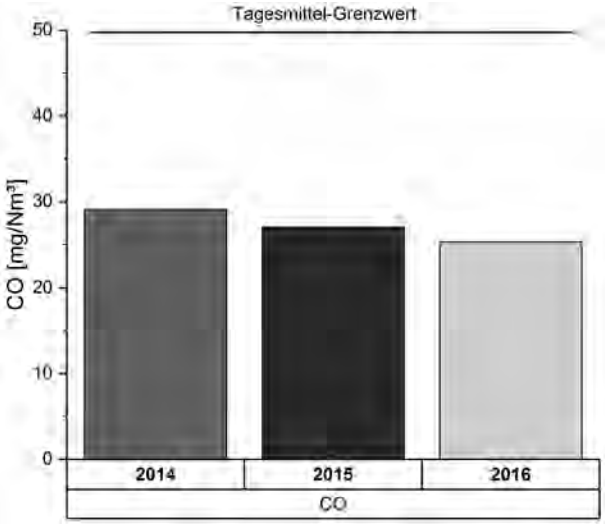


Bild 7: Vergleich der durchschnittlichen CO-Konzentration

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[1] Zimmer, M.: Optimierung einer Klärschlammverbrennungsanlage zur Minderung der NOx-Emissionen, Karlsruher Institut für Technologie (Bachelor Thesis), 2015

[2] Nötzold, D., Algermissen, J.: Numerische Studie der Bildungskinetik von Prompt-NO in Acetylen-Sauerstoff-Stickstoff-Gemischen. VDI Forschungsheft 609 (1981), S. 941-946

[3] Kolb, T.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Minderung der NOx-Emission technischer Feuerungen durch gestufte Verbrennungsführung. Universität Karlsruhe (TH) (Dissertation), 1990

[4] Stapf, D.: Experimentell basierte Weiterentwicklung von Berechnungsmodellen der NOx-Emission technischer Verbrennungssysteme. Universität Karlsruhe (TH) (Dissertation), 1998

[5] Beckmann, M.: Beschreibung unterschiedlicher Techniken und deren Entwicklungspotentiale zur Minderung von Stickoxiden im Abgas von Abfallverbrennungsanlagen und Ersatzbrennstoff-Kraftwerken hinsichtlich Leistungsfähigkeit, Kosten und Energieverbrauch, Umweltbundesamt, 2011

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Erfahrung mit CO - und NO_x – Emissionen im Versuchsbetrieb mit geringem Sauerstoffüberschuss bei der Müllverbrennung

Dr.-Ing. **M.J. Murer**, MARTIN GmbH, München;
Dipl.-Ing. **K. Speth**, Technische Universität München, Garching;
Dipl.-Ing. **R. von Raven**, MARTIN GmbH, München;

Kurzfassung

Eine Müllverbrennungsanlage wurde schrittweise so modifiziert, dass sie im Versuchsbetrieb mit geringerem Sauerstoffüberschuss betrieben werden konnte und dass die Verbrennung über mehrere Stufen abläuft. Dank der Stufung der Verbrennung konnten die Roh – NO_x – Emissionen im Versuchsbetrieb um 80 % gemindert werden und der geringere Sauerstoffüberschuss erlaubt den Bau von kleineren Anlagen und steigert die Energieeffizienz. CO – Emissionen treten bei den Versuchen in verschiedenen Arten auf, konnten aber durch Anpassung der Verbrennungsführung und Ausmauerung reduziert werden, sodass die gesetzlichen Richtlinien eingehalten werden.

Abstract

A grate based waste incineration plant has been modified in several steps to allow testing for operation with reduced excess air ratio and combustion staging. A reduction of 80 % in the raw NO_x emissions could be achieved by staging the combustion and the lower excess air ratio allows the design of smaller plants with higher energy efficiency. Different types of CO emissions have been identified and could be counteracted by adapting the combustion set up and refractory system, so that the legal emission limits could be met at all times.

1. Motivation

Der Sauerstoffüberschuss eines Verbrennungssystems gilt als wichtige Einflussgröße für die Effizienz, aber auch die Wirtschaftlichkeit einer Anlage. Kann der Sauerstoffüberschuss abgesenkt werden, sinken gleichzeitig die Rauchgasmenge und somit die Kesselverluste. Im gleichen Zuge erlaubt die geringere Rauchgasmenge den Bau eines kleineren Kessels und einer kleineren Rauchgasreinigung, sowie den Einsatz kleinerer Gebläse, was sich auch positiv auf den Stromeigenbedarf im Betrieb auswirkt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Traditionell werden Müllverbrennungsanlagen mit hohen Gesamtluftzahlen im Bereich von 1,65 bis 2,0 ausgelegt. Dies ist bedingt durch die Inhomogenität des Brennstoffs, da höhere Luftzahlen eine komfortable Reserve bieten, um Verbrennungsschwankungen ohne starke Eingriffe in den Prozess abzufangen.

Angestrebt werden Gesamtluftzahlen von 1,4 und darunter. Somit werden die Reserven im Verbrennungsprozess drastisch reduziert, was das Einhalten der gesetzlichen Grenzwerte wie z.B. Kohlenmonoxid (CO) und den vollständigen Schlackeausbrand erschweren. Parallel dazu wurden durch die Novellierung der 17. BImSchV die gesetzlichen Grenzwerte für Stickoxide (NO_x, angegeben als NO_2) durch Einführung eines Jahresmittelwerts von bis zu 100 mg/Nm³ je nach Anlagengröße verschärft [1].

Um den Verbrennungsprozess zu verbessern und weiteren Verbrennungsuntersuchungen Rechnung zu tragen, führt die Firma MARTIN seit 2011 regelmäßig Versuchsreihen am Kehrichtheizkraftwerk in St. Gallen durch. Dazu wurde die Ofenlinie 2, welche als Rostfeuerung mit einem Rückschubrost ausgeführt ist, in mehreren Schritten anhand fortlaufend erzielter Erkenntnisse umgebaut.

2. Grundlagen und Versuchsanlage

Bei Verbrennungsprozessen mit reduziertem Sauerstoffüberschuss, ist es umso wichtiger, die geringere Menge des zur Verfügung stehenden Sauerstoffs besser mit den Reaktionspartnern im Brennbett und besonders in der Zone des Gasausbrands in Verbindung zu bringen. Dazu muss die Durchmischung im Bereich der Sekundärverbrennung verbessert werden, was durch mehrere Luftebenen und / oder die Eindüsung inerter Medien erzielt werden kann. Somit ergibt sich bereits aus der Anforderung des guten Gasausbrands der Einsatz eines Prozesses mit gestufter Verbrennung mit mehreren Mischungsebenen, was sich gleichzeitig positiv auf die Roh – NO_x – Werte auswirkt.

Um den Einfluss der gestuften Verbrennung bei einer Rostfeuerung auf die NO_x – Werte zu verstehen ist es wichtig, die drei Entstehungspfade von NO_x zu betrachten.

Die Entstehungspfade des thermischen und des prompten NO_x sind sehr stark temperaturabhängig, da für diese beiden Pfade in einem ersten Schritt die Dreifachbindungen des molekularen Stickstoffs aufgespalten werden müssen [2], [3]. Die Temperaturen, die hierfür nötig sind, werden in einer Müllverbrennungsanlage mit gestufter Verbrennung nicht erreicht. (Siehe dazu Bild 4 in Abschnitt 3)

Der dritte Pfad der Stickoxidbildung startet mit dem im Brennstoff gebundenen Stickstoff. Bei der Umsetzung des Brennstoffs auf dem Rost wird Stickstoff in Form der stabilen Spezies

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Stickstoffmonoxid (NO), Ammoniak (NH3), Cyanwasserstoff (HCN) und weiterer Zwischenprodukte oder Radikale freigesetzt [4]. Ammoniak und Cyanwasserstoff gelten dabei als NH – Vorläuferspezies. NH_i – Radikale reagieren je nach Verbrennungsführung mit Sauerstoff zu Stickoxiden oder mit Stickoxiden zu molekularem Stickstoff und Wasser. Durch die partielle Oxidation bei einer gestuften Verbrennung werden somit Bereiche geschaffen, in denen NH_i – Radikale oxidieren, aber auch Bereiche, in denen die NH_i – Radikale NO abbauen. Somit können die Roh – NO_x – Emissionen verringert werden. Aus der Literatur sind NO_x – Reduktionsraten für die gestufte Verbrennung von 20 bis 90 % bekannt. [5]

Zur Untersuchung von verschiedenen Verbrennungsbedingungen wurde die Ofenlinie 2 des Kehrrichtheizkraftwerks in St. Gallen in mehreren Schritten in den Jahresrevisionen ab 2010 umgebaut.

Das Kehrrichtheizkraftwerk besteht aus zwei Verbrennungslinien, die jeweils einen Mülldurchsatz von 5 t/h haben, was pro Linie einer thermischen Leistung von 13,9 MW entspricht. Diese Leistung wird mit einem 2,25 m breiten Rückschubrost mit einer Bahn erbracht. Oberhalb des Rostes ist jeweils eine Reihe Sekundärluft an der Vorderwand und an der Rückwand angeordnet. Die Rauchgase der zwei Linien werden vor dem Kamin einem gemeinsamen SCR – Katalysator zur Stickoxidminderung zugeführt. Vor dem Katalysator werden für jede Linie die Konzentration von Sauerstoff, Kohlenmonoxid und Stickoxiden bestimmt, die effektive gesetzlich vorgeschrieben Emissionsmessung wird hingegen erst am Kamin durchgeführt.

Bei der Ofenlinie 2 wurde 2010 eine Absaugung für Rauchgase am Rostende und eine Düsenebene zum Wiederzuführen dieser Rauchgase nachgerüstet. (Siehe Bild 1) Durch diese Maßnahme kann die Stöchiometrie im unteren Feuerraum variiert werden, ohne die Primärluftmenge zu reduzieren. Zusätzlich kann mit einer Klappe dem abgesaugten Gas Frischluft zugeführt werden, dadurch kann die Stöchiometrie in den einzelnen Ebenen noch flexibler eingestellt werden.

Für die Versuchskampagne in 2015 wurde eine temperierte Entnahmesonde entwickelt, welche es ermöglicht, Rauchgase oberhalb des Rostes abzuziehen und zu Filtern, ohne dabei die Oberflächen- oder Gastemperatur von 350 °C zu unterschreiten. Dies ist wichtig, da Ammoniak in Form von Ammoniumsalzen ab 300 °C zu kondensieren beginnt und deshalb nicht der gesamte Ammoniakgehalt bestimmt werden kann [6]. Andere Quellen sprechen sogar von 450 °C, [7] diese hohe Temperatur kann mit verfügbaren Partikelfiltern jedoch nicht erreicht werden [5]. Das abgesaugt Gas wurde auf NH_3, HCN und NO analysiert, um dadurch die NO_x – Chemie besser zu verstehen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Anhand der erzielten Ergebnisse wurde eine Dampfeindüsung zur zusätzlichen Durchmischung der Rauchgase im unteren Teil sowie ein Band aus SiC – Platten im oberen Teil des Feuerraums nachgerüstet. Diese Ausmauerung hilft dabei in der letzten Ausbrandeben die Temperaturen hoch genug zu halten, um somit die Reaktionsbedingungen für CO zu verbessern.
Ein weiterer Umbau erfolgte in 2016, wobei zwei zusätzliche Sekundärluftebenen an der Rückwand installiert wurden. Die erste Ebene ist rostnah in der hinteren Hängedecke platziert, um eine gute und frühe Durchmischung der Gase aus dem Brennbett zu erreichen. Die zweite Ebene ist oberhalb der bestehenden Sekundärluftebene angeordnet. Ebenfalls wurde 2016 die Absaugung variabel gestaltet.

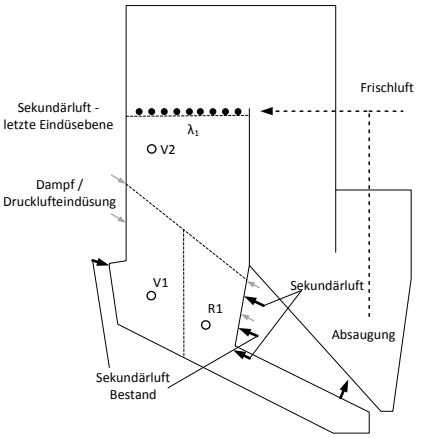


Bild 1: Skizze Feuerraum mit Düsenebenen, Messstellen (V1, V2 und R1) und Position der Luftzahl (»$_1$) und Jahr der Umbauten.

3. Ergebnisse und Diskussion

Das Hauptaugenmerk bei der Beurteilung einer Verbrennungseinstellung sind die CO – Emissionen, da im Gegensatz zu anderen Emissionen, wie z.B. NO_x – Emissionen, CO - Emissionen nicht mit einer nachgeschalteten Maßnahme weiter reduziert werden können und da bei entsprechenden Verbrennungseinstellungen die gesetzlichen Grenzwerte für Kohlenmonoxid sicher unterschritten werden können. Bild 2 zeigt die Häufigkeitsverteilung der Fünf - Minutenmittelwerte von CO am Kesselende, aufgetragen über der Luftzahl »$_1$ vor der letzten Ausbrandebene. Im konventionellen Betrieb wie auch im Betrieb mit Luftstufung ist zu erkennen, dass unabhängig von der Luftzahl jeweils 90 bis 95 % aller Fünf -

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Minutenmittelwerte unterhalb des gesetzlichen Tagesgrenzwertes von 50 mg/Nm^3 liegen. Unterhalb der eingezeichneten Grenze bei der Luftzahl von 1,15 nehmen die CO Werte im Versuchsbetrieb mit Luftstufung, welche im Bereich von 50 bis 200 mg/Nm^3 liegen, etwas zu, während höhere CO – Werte nur leicht häufiger auftreten wie im konventionellen Betrieb. Im Versuchsbetrieb der Luftstufung wird der Sauerstoffüberschuss je nach Brennstoffeigenschaften und Verbrennungsverhalten auf 4,5 bis 6,5 Vol. % (trocken) abgesenkt, während im konventionellen Betrieb der Sauerstoffüberschuss bei 8,5 Vol. % liegt. Somit stehen im Luftstufungsbetrieb weniger Sauerstoffreserven für Verbrennungsschwankungen zur Verfügung, was sich in dem geänderten CO – Verhalten bemerkbar macht.

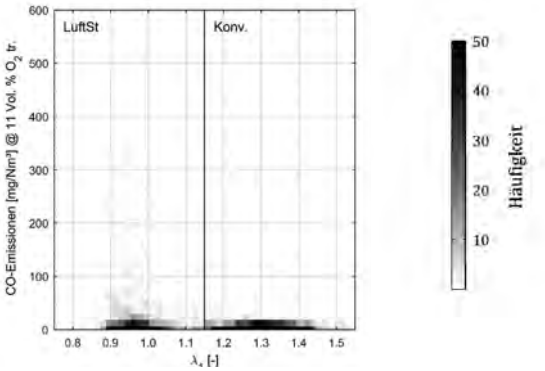


Bild 2: Häufigkeitsverteilung der CO – Emissionen über die Luftzahl nach der ersten Verbrennungsstufe für die Versuche mit Luftstufung (LuftSt) und konventioneller Fahrweise (Konv.) im November 2015

Nach Erkenntnissen der verschiedenen Versuchsreihen können die CO - Emissionen in drei Kategorien eingeteilt werden: Kalt – CO, Heiß – CO und Mischungs – CO, wobei im Folgenden jeweils ein Beispiel präsentiert wird.

Kalt – CO: Die Reaktionsgeschwindigkeit der Oxidation von CO zu CO2 ist stark Temperaturabhängig. Bei Temperaturen unterhalb von 650 °C kommt diese Reaktion praktisch zum Erliegen und trotz Verfügbarkeit und Mischung von Sauerstoff und Kohlenmonoxid läuft keine Reaktion mehr ab. Bei der Luftstufung wird die Verbrennung auseinandergezogen und die Rauchgase können ihre Wärme somit an einen größeren Teil gekühlter Kesselwand abgeben, sodass in der letzten Ausbrandebene nicht über den gesamten Querschnitt die richtigen Reaktionsbedingungen vorherrschen. Auch die Temperatur der, in der letzten Ausbrandebene eingedüsten Luft hat einen Einfluss auf die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Temperaturverteilung in dieser Ebene. Bemerkbar macht sich Kalt – CO in einem leicht angestiegenen CO – Grundniveau, dies kann je nach Einstellung auch Konzentrationen von über 50 mg/Nm3 zur Folge haben und somit zu Grenzwertüberschreitungen führen. Da der Sauerstoffgehalt im Rauchgas bei mehreren Volumenprozentanteilen liegt, gibt es keinen Zusammenhang zwischen CO und O2 (Siehe Bild 3 links). Kalt – CO kann effektiv durch eine Änderung des Ausmauerungskonzepts und / oder mit einer Vorwärmung der Sekundärluft reduziert werden.

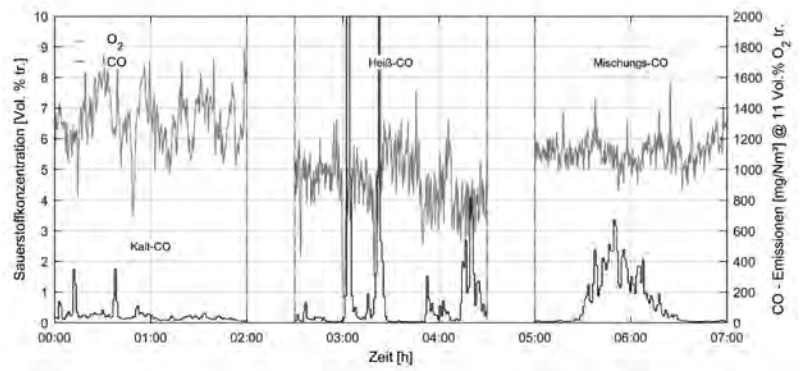


Bild 3: Links: Beispiel von Kalt – CO während der Versuchskampagne in 2015: erhöhtes CO – Grundniveau bei hoher Sauerstoffkonzentration; Mitte: Beispiel von Heiß – CO während der zweiten Versuchskampagne in 2015: tiefes CO – Grundniveau mit einzelnen Spitzen oberhalb des Messbereichs bei tiefem Sauerstoffgehalt. Während der CO - Spitzen sinkt der Sauerstoffgehalt stark ab; rechts: Beispiel von Mischungs – CO während der Versuchskampagne in 2017: tiefes CO – Grundniveau mit langen moderaten Spitzen oberhalb des Grenzwerts bei tiefem Sauerstoffgehalt. Während der CO - Spitze sinkt der Sauerstoffgehalt nicht ab.

Heiß - CO: Die zweite bekannte Art von CO ist Heiß – CO. Der Bezeichnung stammt daher, dass diese CO - Emissionen bei Verbrennungsschwankungen auftreten, welche auch mit einem Anstieg der Temperatur im Feuerraum einhergehen. Diese Schwankungen werden durch die sich ständig ändernden Brennstoffeigenschaften des inhomogenen Brennstoffs Müll hervorgerufen. Bei starken Heizwertschwankungen des Brennstoffs kann es auf dem Rost zu einer kurzzeitigen Zunahme des Brennstoffumsatzes führen. Dies ist erkennbar durch einen starken Abfall der Sauerstoffkonzentration im Rauchgas und sehr kurzen, aber

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

hohen CO – Spitzen. (Siehe Bild 3 Mitte) Der zusätzlich umgesetzte Brennstoff verbraucht den Sauerstoff der normalerweise als Überschuss vorhanden ist bis zu dem Punkt, an dem lokal kein Sauerstoff mehr vorhanden ist. Ab dann kann das unverbrannte Gas den Feuerraum verlassen. Daraus wird klar, dass bei reduziertem Sauerstoffüberschuss die Anfälligkeit für Heiß – CO stark zunimmt. Heiß – CO kann entgegengewirkt werden, indem einerseits schnell in den Prozess eingegriffen wird und zusätzliche Luft in der Sekundärverbrennung zur Verfügung gestellt wird. Andererseits ist es wichtig, die Schürwirkung den aktuellen Verbrennungsbedingungen und somit den Brennstoffeigenschaften anzupassen.

Mischungs – CO: Als dritte Art von CO – Emissionen wurde Mischungs – CO definiert, wobei dies eigentlich einen Spezialfall des Heiß – CO darstellt. Wie in Bild 3 rechts zu erkennen erreichen die CO – Spitzen Emissionswerte, welche weit tiefer als bei Heiß – CO sind. Gleichzeitig ändert sich jedoch im Gegensatz zum Heiß-CO der Sauerstoffgehalt im Rauchgas nicht. Auch tauchen die erhöhten Emissionswerte spontan auf, halten über einen längeren Zeitraum an und verschwinden ohne Eingriff in die Feuerung wieder. Diese CO - Emissionen können mit einer mangelnden Durchmischung begründet werden. Zum einen kann die unzureichende Durchmischung im Müllbunker vorliegen, da das spontane Auftreten und Verschwinden auf sich ändernde Brennstoffeigenschaften hindeutet. Zum anderen spielt auch eine unzureichende Durchmischung in der Sekundärverbrennung eine Rolle. Bei den Versuchen mit Luftstufung werden die Sekundärluftdüsen mit stark reduzierten Drücken gefahren und ein Großteil der Luft wird in der letzten Eindüsebene zugegeben, welche seitlich angeordnet ist. Somit wird die Durchmischungswirkung parallel zum Verbrennungsrost stark reduziert und unverbrannte Gase aus lokal intensiv brennenden Abschnitten auf dem Brennbett können durch die Sekundärverbrennungsebene durchschlagen. Bereits ein leichtes Anheben der Sekundärluftdrücke kann Mischungs – CO unterbinden. Deshalb kann davon ausgegangen werden, dass Mischungs-CO bei einer Anlage, welche explizit für eine gestufte Verbrennung ausgelegt wird und bei der die Sekundärluftdüsen entsprechend dimensioniert sind, nicht auftritt.

Temperatur:

Um die Reaktionsbedingungen im Feuerraum besser abschätzen zu können, wurde mit Absaugpyrometern die Temperatur an drei Öffnungen im Feuerraum an mehreren Tagen und für einen Zeitraum von mindestens einer Stunde pro Öffnung gemessen. Als Zusatzinformation wurden der Sauerstoffgehalt und der Heizwert (zur Abschätzung der lokalen Stöchiometrie) des abgesaugten Gases bestimmt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

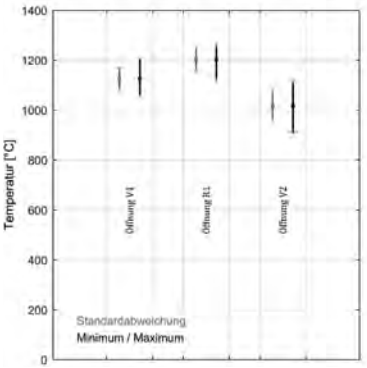


Bild 4: Rauchgastemperatur an den verschiedenen Öffnungen im Feuerraum. Alle Werte liegen unterhalb von 1300 °C, sodass die Bildung von thermischem NO_x ausgeschlossen werden kann. [5]

Bild 4 zeigt die Temperaturwerte in den drei Messöffnungen. Öffnung V1 liegt oberhalb der Ausgaszone, weshalb die Temperaturen knapp 100 K tiefer liegen, als die Temperaturen in Öffnung R1, welche oberhalb der Zone des Koksausbrandes liegt. Öffnung V2 liegt knapp unterhalb der letzten Eindüsebene. Die Rauchgase haben bis dahin schon einen Teil ihrer Wärme abgegeben, weshalb die Temperaturen ca. 120 K tiefer als in Öffnung V1 liegen, obwohl dazwischen durch die ersten Sekundärluftebenen zusätzliche Wärme freigesetzt wird. Insgesamt sind die Temperaturen im Feuerraum zu tief, um Thermisches – NO_x in relevantem Umfang entstehen zu lassen.

Stickoxide:

Während der Versuchskampagne 2015 wurden an den drei Öffnungen die Konzentration der NH – Vorläuferspezies NH_3 und HCN nasschemisch bestimmt und gleichzeitig NO gemessen und daraus der sogenannte Total-Fixed-Nitrogen - Wert (TFN) bestimmt. Es wurden 59 Messungen zu je 20 Minuten durchgeführt. Die Verteilung auf die drei Spezies ist in Bild 5 dargestellt und zeigt eine sehr breite Streuung, die auf den inhomogenen Brennstoff zurückzuführen ist. Gleichzeitig ist dank der hohen Konzentrationen von NH_3 und HCN ein hohes NO – Minderungspotential durch eine Luftstufung erkennbar. Aus diesen Erkenntnissen wurde für die nächsten Versuchskampagnen die Möglichkeit geschaffen die Stufung präziser einzustellen und die Durchmischung zu verbessern.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

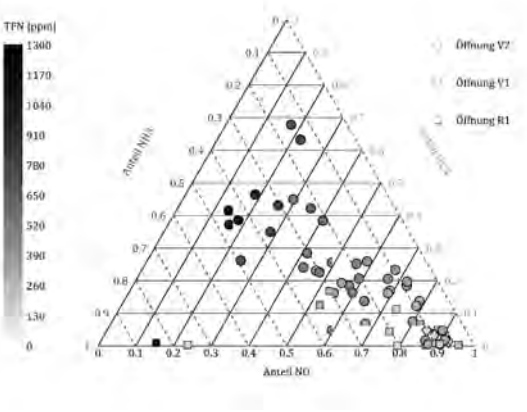


Bild 5: Aufteilung des TFN – Total Fixed Nitrogen auf die drei Spezies HCN, NH_3 und NO für 59 Messungen im Feuerraum [5]

Im Gegensatz zu den Emissionen von Kohlenmonoxid ist zwischen den Stickoxidemissionen und der Luftzahl λ_1 im Feuerraum ein Zusammenhang erkennbar. Im konventionellen Betrieb bei einer Luftzahl von 1,2 bis 1,5 vor der letzten Luftzugabe liegen die NO_x – Werte in dem für Rostverbrennungsanlagen typischen Bereich von 350 bis 550 mg/Nm³. Durchschnittlich liegen sie für diese Anlage bei 450 mg/Nm³. Durch die Verschiebung der Luftzugabe aus dem unteren Feuerraum in die Ausbrandeben wurde der Bereich auf Werte von 75 bis 350 mg/Nm³ verschoben, wobei die meisten Werte bei 150 mg/Nm³ liegen. Dies entspricht einer Reduktionsrate durch Luftstufung von ca. 65 %. Erkennbar ist auch, dass mit fallender Luftzahl die NO_x – Werte weiter fallen. Aus Laborversuchen ist bekannt, dass es eine ideale Luftzahl für die erste Zone der Luftstufung gibt, sinkt die Luftzahl weiter steigen die NO_x – Werte wieder an [5]. Für diese Rostfeuerung konnte kein NO_x - Minimum angefahren werden, da es für diese Anlage unterhalb der Grenze für eine stabile Verbrennung liegt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

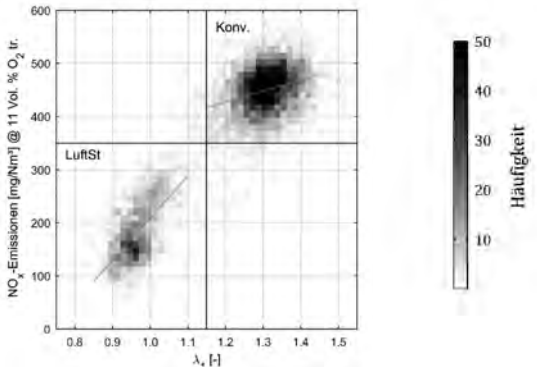


Bild 6: Häufigkeitsverteilung der NO_x – Emissionen über die Luftzahl nach der ersten Verbrennungsstufe für die Versuche in 2015 [5]

Um die NOx – Werte weiter zu senken, wurde die Durchmischung durch eine Dampfeindüsung und eine zusätzliche Sekundärluftebene verbessert. Die zwei zusätzlichen Ebenen erlauben eine Mehrfachstufung im unterstöchiometrischen Bereich.

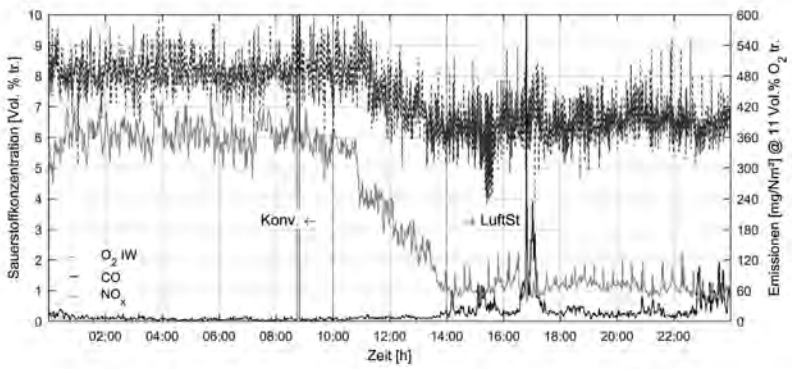


Bild 7: Umstellung vom konventionellen Betrieb auf Versuchsbetrieb mit mehrfach – Luftstufung während der Versuche in 2017.

Nach dem Umbau konnte bereits das Grundniveau der NO_x - Emissionen im konventionellen Betrieb auf 360 mg/Nm³ reduziert werden. (Siehe Bild 7) Im Versuchsbetrieb konnten durch feines Einstellen der Stufung sogar NO_x – Werte von unter 100 mg/Nm³ erzielt werden. Dass Müllverbrennungsanlagen theoretisch so tiefe NO_x – Werte erzielen können wurde bereits anhand von CFD – Modellierung theoretisch vorausgesagt [8]. Diese tiefen Werte

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

entsprechen einer Reduktionsrate von 80 % und liegen somit im oberen Bereich im Vergleich zu den in der Literatur angegebenen Werten für Luftstufung.

4. Zusammenfassung und Ausblick

Die Ofenlinie 2 des Kehrichtheizkraftwerks St. Gallen wird seit 2011 von der MARTIN GmbH als Versuchsanlage für unterschiedlichste Verbrennungseinstellungen genutzt und dazu kontinuierlich anhand von neuen Erkenntnissen umgebaut. Der Betrieb mit reduziertem Sauerstoffüberschuss wurde in verschiedenen Versuchen getestet, wobei je nach Müllzusammensetzung und Vorbehandlung unterschiedliche Sollwerte stabil gefahren werden konnten. Kohlenmonoxid als wichtiger Parameter für eine vollständige Verbrennung machte sich durch verschiedene Ursachen (Heiß – CO, Kalt – CO und Mischungs - CO) im Versuchsbetrieb bemerkbar, konnte jedoch durch entsprechende Maßnahmen erfolgreich verringert werden. Die Analyse der Verteilung des gesamten gebundenen Stickstoffs (TFN) auf die Spezies NH_3, HCN und NO oberhalb des Brennbetts zeigt das große Potential für die Luftstufung bei der Rostfeuerung von Müllverbrennungsanlagen auf. Dieses Potential wurde durch systematische Untersuchungen bestätigt. Im Versuchsbetrieb wurde NO_x – Reduktionsraten von bis zu 80 % nachgewiesen. Diese Reduktionsraten liegen im oberen Bereich der aus der Literatur bekannten Werte. Deshalb ist davon auszugehen, dass diese Reduktionswerte nicht auf jeder beliebigen Anlage im unbeaufsichtigten Dauerbetrieb erzielbar sind.

Die Erkenntnisse dieser Versuche werden genutzt, um neue Anlagen auszulegen und bestehende zu modernisieren. Als erster Umbau basierend auf diesen Erkenntnissen wird eine deutsche Anlage im Herbst 2017 nach der Jahresrevision in Betrieb genommen, wobei der für diese Anlage vorgeschrieben NO_x - Jahresmittelwert von 150 mg/Nm³ und der NH_3 – Grenzwert von 10 mg/Nm³ mit einer Luftstufung und nachgeschaltetem SNCR – Verfahren gewährleistet wird.

Literatur

[1] Bundesgesetzblatt: Siebzehnte Verordnung zur Durchführung des Bundes-Immissionsschutzgesetzes (Verordnung über die Verbrennung und die Mitverbrennung von Abfällen - 17. BImSchV): 17. BImSchV. 2013

[2] Zeldovich, Y.: The oxidation of nitrogen in combustion and explosions. Acta Physicochem USSR 21 1946), S. 577–628

[3] Fenimore, C. P.: Formation of nitric oxide in premixed hydrocarbon flames. Thirteenth symposium (International) on Combustion (1971) 1, S. 373–380

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[4] Glarborg, P.; Jensen, A. D.; Johnsson, J. E.: Fuel nitrogen conversion in solid fuel fired systems. In: Progress in Energy and Combustion Science 29 (2003), Nr. 2, S. 89–113

[5] Speth, K.: Experimentelle Untersuchungen zur Stickoxidbildung und -minderung bei der Verbrennung von Biomassen und Hausmüll, Doktorarbeit an der TUM eingereicht, München 2017

[6] Baumbach, G.: Luftreinhaltung : Entstehung, Ausbreitung und Wirkung von Luftverunreinigungen - Meßtechnik, Emissionsminderung und Vorschriften. Dritte Auflage. Berlin, Heidelberg, s.l. : Springer Berlin Heidelberg, 1994

[7] Krüger, S.; Krüger, J. ; Karau, F.: Probleme bei der Messung von Ammoniakschlupf, Bd. 4. In: K. J. Thomé-Kozmiensky, Margit Löschau (Hrsg.): Imissionsschutz : - Recht - Anlagenbetrieb und -optimierung - Emission -. Neuruppin : TK Verlag Karl Thomé-Kozmiensky, 2014

[8] Murer, M. J.: Numerical methods for efficient power generation from municipal solid waste, Doktorarbeit, München 2014

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Entwicklungsstand gasadaptiver Verbrennungs-regelungssysteme für den Bereich der Gebäudebeheizung

Dr.-Ing. **M. Dzubiella**, Dipl.-Ing. **S. Hack**, Dipl.-Ing. **E. Gleim**,
Dipl.-Ing. **W. Hesse**, **A. Vogt**, Dipl.-Ing. **R. Brämer**,
Viessmann Werke, Allendorf

Kurzfassung

Die Gasbeschaffenheit im Erdgasnetz befindet sich seit geraumer Zeit im Wandel. Dieser Trend wird sich auch zukünftig fortsetzen, durch Veränderungen in der Lieferstruktur, Erschließung von Gasquellen mit Hilfe neuer Fördermethoden, zunehmendem Einsatz von Flüssig-Erdgas (Liquified Natural Gas, LNG) sowie durch Einspeisung von Biogas und Wasserstoff aus Power-to-Gas-Anlagen. Als Folge dieser Entwicklung ist mit stark variierenden Gaszusammensetzungen zu rechnen. Auch häusliche Verbrennungssysteme werden dadurch vor große Herausforderungen gestellt, um trotzdem hohe Effizienz und niedrige Schadstoffemissionen zu erzielen. Für Gasheizgeräte wurden deshalb gasadaptive Verbrennungsregelungssysteme entwickelt, die Unterschiede in der Gasbeschaffenheit kompensieren und somit stets einen effizienten und emissionsarmen Betrieb gewährleisten. Gasadaptive Heizgeräte finden im Markt zunehmend Verbreitung.

Abstract

The gas structure in the natural gas network has been changing for some time. This trend will continue in the future, as a result of changes in the delivery structure, the development of gas sources using new methods of extraction, the increasing use of liquified natural gas (LNG) and the feeding of biogas and hydrogen from power-to-systems. As a result of this development, it is to be expected that the gas composition will vary widely. This also affects domestic combustion systems, which will be faced with great challenges in order to achieve high efficiency and low pollutant emissions. For gas heating systems, therefore, gasadaptive combustion control systems have been developed which compensate for differences in gas characteristics, thus ensuring efficient and low-emission operation. Gasadaptive heating systems are increasingly accepted in the market.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Gasbeschaffenheit und Anforderungen an moderne Heizgeräte

Die Gasversorgung in Deutschland und Europa speist sich aus unterschiedlichsten Quellen und ist im Hinblick auf die Gasbeschaffenheit sehr heterogen. Die Gasbeschaffenheit wird sich zukünftig noch weiter diversifizieren, da einerseits Gase aus regenerativen Quellen (Biogas/Biomethan) und Wasserstoff-Anteile aus Power-to-Gas-Anlagen in die Verteilernetze gelangen, andererseits neue Gasbezugsquellen erschlossen werden und vermehrt LNG zum Einsatz kommt [1]. Bild 1 illustriert im Wobbe-Brennwert-Diagramm (links) die Gasbeschaffenheitsbandbreite im deutschen Gasnetz [2] in den Grenzen nach DVGW Arbeitsblatt G260 sowie die Einteilung der Gasgruppen der 2. Gasfamilie mit den dazugehörigen Prüf-gasen nach EN 437 (rechts). Heizgeräte müssen im Rahmen von Zulassungsprüfungen mit den Prüfgasen nach EN 437 alle geforderten Sicherheits-, Hygiene- und Funktionskriterien erfüllen.

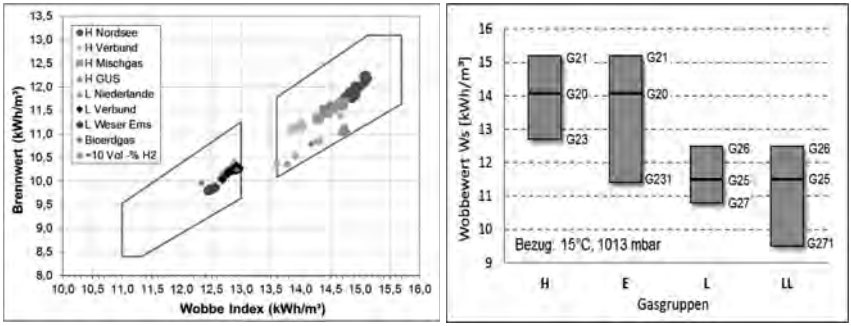


Bild 1: Gasbeschaffenheitsbandbreite im deutschen Gasnetz [2] (links) sowie Bandbreiten der Prüfgase nach EN 437 (rechts).

Häusliche Verbrennungssysteme werden durch die größere Beschaffenheitsbandbreite im Gasnetz vor große Herausforderungen gestellt. Parallel zur Diversifizierung der Gasbeschaffenheit in den letzten Jahren kommt hinzu, dass auch die Anforderungen an Heizgeräte bezüglich Effizienz, Kompaktheit und Modulationsfähigkeit deutlich gestiegen sind. Weniger effiziente Heizwertgeräte wurden sukzessive durch hocheffiziente Brennwertgeräte (Abb. 2, links) ersetzt. Brennwertgeräte setzen den Energieinhalt von Gas nahezu vollständig um und erreichen dadurch Wirkungsgrade bis zu 98%. In Brennwertgeräten kommen heute ausschließlich vollvormischende Oberflächen-Gasbrenner zur Anwendung, wie sie beispiel-haft in Bild 2 (rechts) dargestellt sind. Das vollvormischende Konzept gepaart mit Oberflächen-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

verbrennung bieten optimale Voraussetzungen für effiziente und emissionsarme Verbrennung.

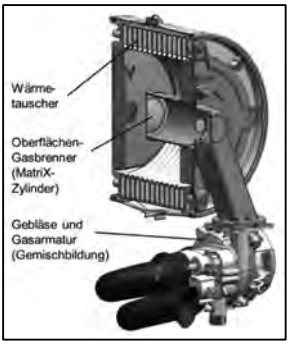


Bild. 2: Wärmezelle Brennwertgerät Vitodens 200 (links); Beispiele von Flammkörpern für vollvormischende Oberflächen-Gasbrenner (rechts).

Gleichzeitig ist diese Brennerbauart eine wichtige Voraussetzung, um die im Laufe der Zeit kontinuierlich gestiegenen Anforderungen hinsichtlich Leistungsdichte und Modulationsgrad zu erfüllen (Bild 3).

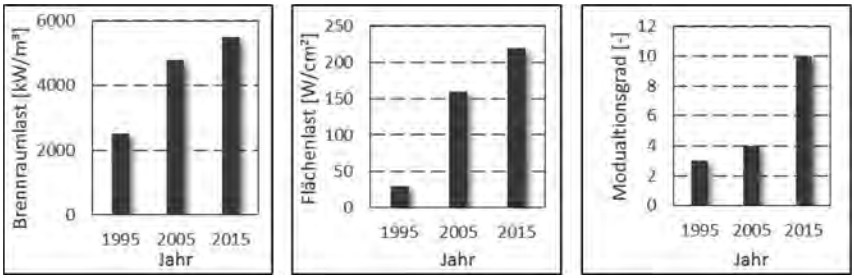


Bild 3: Zeitliche Entwicklung von Brennraumbelastung, Flächenbelastung und Modulationsgrad bei Brennwertgeräten von 1995 bis 2015 (Beispiel Viessmann).

Der deutliche Anstieg der Brennraumbelastung und der Flächenbelastung ist Folge der gestiegenen Anforderungen an die Kompaktheit der Brennwertgeräte, die heute zum größten Teil als wandhängende Geräte wohnraumnah z. B. in Küche oder Bad montiert werden. Gleichzeitig stiegen auch die Anforderungen in Bezug auf den Modulationsgrad, als Antwort auf den zunehmend divergierenden Leistungsbedarf für Warmwasser versus Heizung.

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Während der Warmwasserkomfort eine hohe Leistung benötigt, hat sich die Heizlast auf Grund verbesserten Wärmedammstandards deutlich verringert.

2. Auswirkungen der Gasbeschaffenheit auf konventionelle Heizgeräte

Bei konventionellen Brennwertgeräten sorgt der sogenannte „pneumatische Gas/Luft-Verbund“ für die Einstellung des optimalen Mischungsverhältnisses zwischen Gas und Luft [3]. Ein vom Gebläse generierter Steuerdruck wird hierbei an eine pneumatische Gasarmatur übermittelt, welche die Gasmenge an die Verbrennungsluftmenge anpasst. Solche Geräte können nur optimal auf eine Gasart eingestellt werden. Regionale und zeitliche Unterschiede in der Gasbeschaffenheit verschieben jedoch die optimale Luftzahl und wirken sich unter Umständen negativ auf Eigenschaften und Funktionen der Brenner aus.

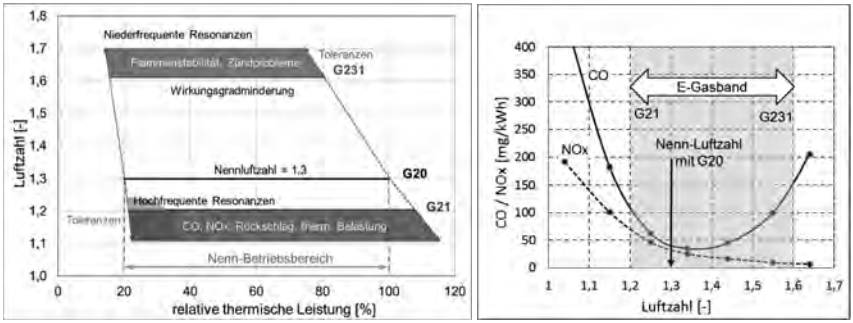


Bild 4: Auswirkungen der Gasbeschaffenheit auf das Brennerbetriebsfeld (links) und Emissionen (rechts) innerhalb der E-Gasbandbreite auf konventionelle Brenner.

Das Brennerbetriebsfeld in Abb. 4 zeigt die Auswirkungen von Gasbeschaffenheits-änderungen im E-Gasband anhand der Prüfgase nach EN 437. Die Verschiebung der optimalen Luftzahl in Abhängigkeit vom Wobbewert führt zu unerwünschten Folgen, wie Zündprobleme, mangelnde Flammenstabilität im „mageren“ Bereich, thermoakustische Geräusche sowie thermischer Überlast im „fetten“ Bereich. Sie sind nur durch erhebliche Entwicklungsaufwände zu kompensieren, damit Robustheit, Zuverlässigkeit und Lebensdauer der Geräte sichergestellt sind. Weitere Folgen der gasartbedingten Luftzahlverschiebungen sind Über- oder Unterlast mit Wirkungsgradminderung im „Magerbereich“ sowie erhöhte CO/NOx-Emissionen, insbesondere bei leistungsdichten Brennern (Abb. 4, rechts).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Abhilfe bieten technische Verfahren zur automatischen Luftzahlkontrolle. Im Bereich der Gebäudebeheizung wurden deshalb in den vergangenen Jahren erhebliche Anstrengungen unternommen, um gasadaptive Verbrennungsregelungen zu entwickeln, die Gasbeschaffenheits-Unterschiede automatisch erkennen und kompensieren. Bereits 2005 hat Viessmann die gasadaptive Verbrennungsregelung Lambda Pro Control bei Gas-Brennwertgeräten eingeführt. Seither wurde diese Lösung weiterentwickelt. Ergebnis ist die seit Frühjahr 2016 verfügbare Verbrennungsregelung Lambda Pro Control Plus.

3. Gasadaptive Verbrennungsregelung Lambda Pro Control Plus

Die Verbrennungsregelung Lambda Pro Control Plus von Viessmann basiert auf Messung und Auswertung des Ionisationsstroms in der Flamme bei angelegter elektrischer Wechselspannung an den Elektroden. Das Ionisationssignal aus der Flamme ist seit langem bekannt, wurde aber lange lediglich als Bestandteil der Sicherheitskette zur Flammenerkennung eingesetzt. Erst in den 1990-er Jahren wurden wichtige schaltungstechnische Fortschritte im Hinblick auf Signalaufbereitung und Auswerteverfahren erzielt. Sie ermöglichen, das Ionisationssignal (Io-Signal) auch zur Luftzahlermittlung und Regelung zu nutzen [4]. Das Lambda Pro Control Plus-Verfahren baut auf diesen Basisentwicklungen auf und wurde sukzessive für moderne, leistungsdichte und hochmodulierende Brennwertgeräte weiterentwickelt.

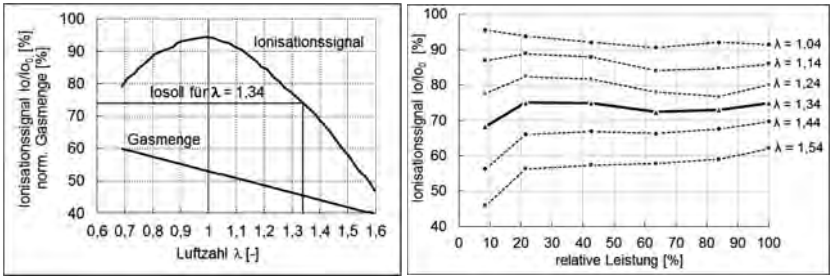


Bild 5: Gemessener Verlauf des Ionisationssignals als Funktion der Luftzahl (links) und Kennfeld mit Ionisationssignal-Kurven für verschiedene Luftzahlen (rechts).

Das Ionisationssignal entsteht aus einer Wechselwirkung von Ladungsträgern in der Flamme und dem angelegten elektrischen Wechselfeld zwischen Ionisations-Elektrode und dem geerdeten Flammkörper (Bild 6). Beiträge zum Signal liefern einerseits durch hohe Temperaturen von Brennerbauteilen und der Ionisationselektrode freigesetzte Elektronen, andererseits durch chemische Elementarreaktionen entstehende Ionen und Elektronen.

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Beide Prozesse werden direkt oder indirekt durch die Flammentemperatur beeinflusst und ergeben den in Bild 5 (links) dargestellten Verlauf des Ionisationssignals über der Luftzahl. Das Maximum des Io-Signals liegt bei » = 1 und fällt anschließend in beide Richtungen (» < 1 und » > 1). Die dargestellte Abhängigkeit des Io-Signals von der Luftzahl ermöglicht es, ein Regelungsverfahren aufzubauen, in dem der gewünschten Luftzahl ein Ionisationssignal-Sollwert (Io-Sollwert) zugeordnet wird. Um das komplette Modulationsband eines Brenners abzudecken, wird – wie in Bild 5 (rechts) aufgezeigt – eine leistungsabhängige Io-Sollwertkurve für den Optimalen Luftzahlverlauf im Reglungssystem hinterlegt.

Der Absolute Wert des Io-Signals, auch des Maximums bei » = 1, ist von verschiedenen Faktoren abhängig:

- Auslegung Signalverstärker und Brenner
- Werkstoff und Geometrie von Flammkörper und Io-Elektrode
- Position Flammkörper und Io-Elektrode

Das Io-Signal verändert sich allerdings im Laufe des Betriebs und verfälscht die Zuordnung zur Luftzahl durch Verschmutzungs- und Oxidationseffekte am Elektrodensystem. Diese Einflussfaktoren erhöhen den elektrischen Widerstand der Messkette und müssen kompensiert werden. Hierfür wird ein Kalibrierschritt verwendet, in dem das Io-Signal für » = 1 ermittelt, daraus ein aktualisierter Korrekturfaktor berechnet und damit die Io-Sollwertkurve korrigiert wird. In der Praxis wird der nur wenige Sekunden dauernde Kalibriervorgang selbsttätig ca. alle 500 Brennerstarts durchgeführt.

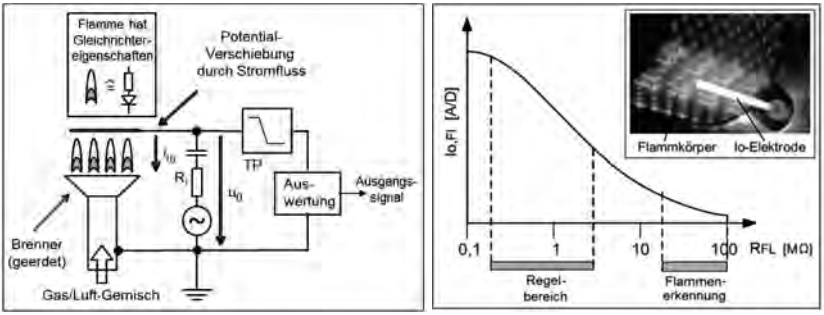


Bild 6: Schematische Darstellung eines Ionisations-Signalverstärkers (li.) und Signal-verstärker-Kennlinie (re.); Anordnung Io-Elektrode und Flammkörper (re.).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Zur Regelung der Verbrennung muss der Signalverstärker (Bild 6, links) ein kontinuierliches Signal bereitstellen, das aufbereitet eine für alle Betriebssituationen belastbare, luftzahl-äquivalente Größe liefert. Das Ionisationssignal stellt aber lediglich ein indirektes Maß für die Luftzahl dar, so dass störende Einflüsse in der gesamten Signalkette eliminiert oder zumindest minimiert werden müssen. Dies betrifft alle Elemente der Signalaufbereitung von der Erzeugung der Messspannung, über die Dimensionierung der Innenwiderstände bis zu den Algorithmen der Signalfilterung. Der Signalverstärker muss also zwei essentielle Aufgaben erfüllen: Erkennen und Verlöschen der Flamme im hochohmigen Bereich (unabdingbare Sicherheitsanforderung) und optimale Signalsensitivität im Regelbereich (Ausregeln geringer Luftzahlunterschiede) (Bild 6, rechts). Wichtig ist auch die Abstimmung zwischen Signalverstärker und dem Flammensystem, um die hohen Modulationsbereiche von Brennern zu beherrschen. Ziel ist, weitgehend leistungsunabhängige Io-Sollwertkurven mit hoher Sensitivität bezüglich der Luftzahl zu generieren (siehe Kennfeld nach Bild 5 rechts). Dies gelingt durch lokale Anpassungen der Perforation am Flammkörper, um die Flammenintensität im Bereich der Ionisationselektrode zu erhöhen (Abb. 6, rechts oben).

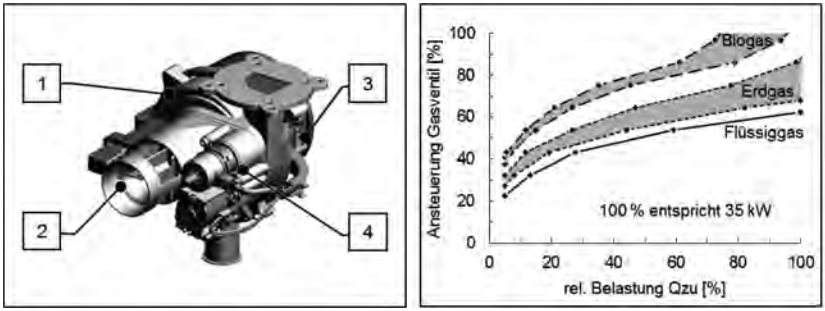


Bild 7: Elektr. Gas/Luft-Verbund iNR77 [5]: 1. Radialgebläse, 2. Luftmassenstromsensor, 3. CAN-Bus Schnittstelle, 4. Elektr. Gasregelventil (links), Kennfeld iNR77 (rechts).

Neben Signalverstärker und Flammkörper ist ein leistungsfähiger, elektronisch beeinflussbarer Gas/Luft-Verbund zur Gemischbildung und -förderung erforderlich, um Anforderungen nach großem Leistungsbereich über die gesamte Gas-Bandbreite der 2. Gasfamilie sowie Flüssig-gas zu erfüllen. Bild 7 (links) zeigt diese Regelungseinheit bestehend aus Gebläse und integriertem Gasregelventil. Das Regelventil deckt gemäß Bild 7 (rechts) den Leistungs-bereich 1,8 – 35 kW im Wobbeindex-Bereich der 2.- und 3. Gasfamilie (Erd- und Flüssiggas) ab. Ein zusätzlich im Venturi des Gasventils integrierter

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Massenstromsensor erlaubt die Erfassung der Verbrennungsluftmenge (Luftmassenstrom) als Voraussetzung für eine automatische Kompensation von Leistungsverlusten bei Einbau in geodätischen Höhenlagen und bei unterschiedlichen Abgassystemen, aber auch für die Erkennung von Störungen durch Windböen oder zugesetzten Abgassystemen. Die CAN-Bus-Kommunikation mit der Regelungselektronik spart konventionelle Datenleitungen und ermöglicht uneingeschränkten Zugriff auf alle Prozessgrößen sowie präzise Diagnosen von Störungen im Systemumfeld.

4. Ergebnisse aus dem Labor:

Das Lambda Pro Control Plus-Verfahren auf dem Prüfstand

Der gasadaptive elektronische Regelungsverbund Lambda Pro Control Plus ist in der Lage, hohe Modulationsgrade bei gleichzeitiger Abdeckung der Gas-Bandbreite der 2. Gasfamilie sowie Flüssiggas P (Propan) zu erreichen. Dies ist beim konventionellen pneumatischen Verbund wegen des hohen Steuerdrucks (s. Kap. 2) nicht möglich, weil der dadurch auftretende hohe Druckverlust von herkömmlichen Gebläsen nicht bewältigt werden kann.

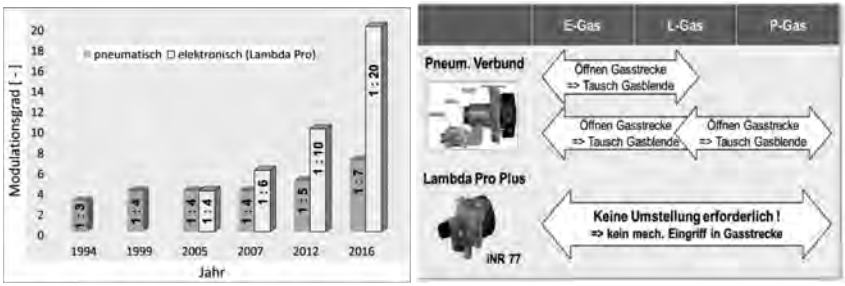


Bild 8: Entwicklung Modulationsgrad am Beispiel von Viessmann Geräten (links) und Darstellung (rechts) von Umstellvorgängen an Gasventilen bei Gasartenwechsel.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die zeitliche Entwicklung der Modulationsgrade in Bild 8 (links) zeigt, wie performant der elektronische Verbund ist. Mit Lambda Pro Control Plus konnte in 2016 ein Modulationsgrad von 1 : 20 erreicht werden (Bild 9). Ein weiterer Vorteil ist, dass bei Wechsel von Gasgruppen innerhalb der 2. Gasfamilie bzw. auf Flüssiggas P keine manuelle Umstellung an den Gasventilen notwendig ist (Bild 8, rechts). Dies hat besonders Vorteile bei flächendeckenden Gasartenumstellungen und ist auf den großen Regelbereich des Gasregelventils (Bild 7) zurückzuführen.

Bild 9: Das Gas-Brennwert-Wandgerät Vitodens 200-W mit Lambda Pro Control Plus erreicht einen Modulationsgrad von 1 : 20 (Ausführung für den Export).

Die genannten Eigenschaften des Systems, besonders die hohe Dynamik des Ionisationssignals und der große Regelbereich des Gasventils, sind wichtige Voraussetzungen für die Ausregelung einer konstanten Luftzahl unabhängig von der Gasart. Bild 10 zeigt das Ergebnis einer sprungartigen Umschaltung von Testgasen aus der 2. Gasfamilie innerhalb der E-Gasgruppe sowie deren Auswirkungen auf Luftzahl und Emissionen mit Lambda Pro Control Plus (links) und mit pneumatischem Verbund (rechts). Während der pneumatische Verbund in der Bandbreite der Testgase (G20-G21-G231) die Luftzahl um mehr als 0,4 verändert und dadurch die CO/NOx-Emissionen merklich ansteigen, regelt Lambda Pro Control Plus die Luftzahl bis auf wenige Hundertstel aus und eine Erhöhung der Emissionen unterbleibt.

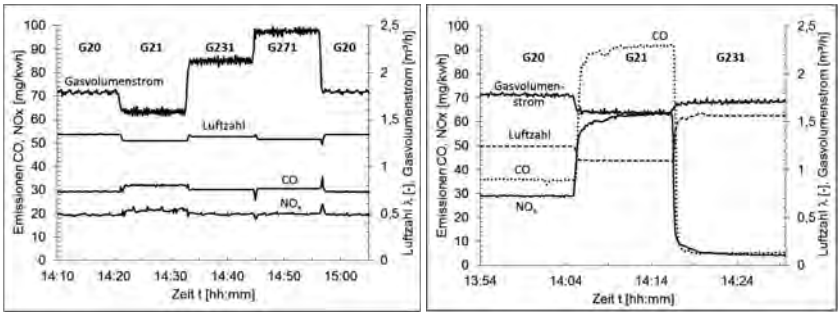


Bild 10: Verhalten von Brennern bei Umschaltung von Gasarten: Gasadaptives Lambda Pro Control Plus-System (links) und pneumatischer Verbund (rechts).

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Das Aufschalten von G271 (Testgas für LL-Gas mit niedrigstem Wobbewert) in Bild 10 links) demonstriert ferner die Fähigkeit des adaptiven Systems gasgruppenübergreifend zu regeln. Der Arbeitsbereich deckt also die komplette Gasbandbreite der 2. Gasfamilie von E bis LL ab. Dies ist aktuell von besonderer Bedeutung, da in den L-Gas-Regionen in Deutschland seit 2015 eine großflächige Gasumstellung von L- auf H-Gas begonnen hat, die bis zum Jahr 2030 abgeschlossen sein soll. In diesem Zeitraum müssen in Summe ca. 5 Mio. Gasgeräte mit großem Aufwand manuell umgestellt werden [6]. Gasgeräte, die mit dem gasadaptiven System ausgestattet sind, müssen – wie gezeigt – nicht umgestellt werden.

Eine nicht kompensierte Luftzahländerung verursacht weiterhin eine proportional zum Wobbewert stattfindende Verschiebung der Brennerleistung, die nach Bild 4 (links) bis zu 8,1 % Überlast (G21) und bis zu 19,3 % Unterlast (G231) betragen kann. Lambda Pro Control Plus-Geräte kompensieren diese Verschiebung, indem sie die Luftzahl durch Anpassung der Gasmenge konstant halten (Bild 11, oben links). Ferner kompensiert Lambda Pro Control Plus auch alle weiteren Einflussfaktoren bezüglich Verschiebung der Brennerleistung:

- Druckverluste durch unterschiedlich lange Abgas/Zuluft-Systeme
- Schwankungen der Netzspannung
- Schwankungen beim Gasvordruck

Netzspannungsschwankungen verändern die Gebläse-Drehzahl und werden durch eine Drehzahlregelung kompensiert, in dem das Gebläse-PWM-Signal (Pulsweitenmodulation) angepasst wird. Die Geräteleistung bleibt dadurch konstant (Bild 11, oben rechts).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

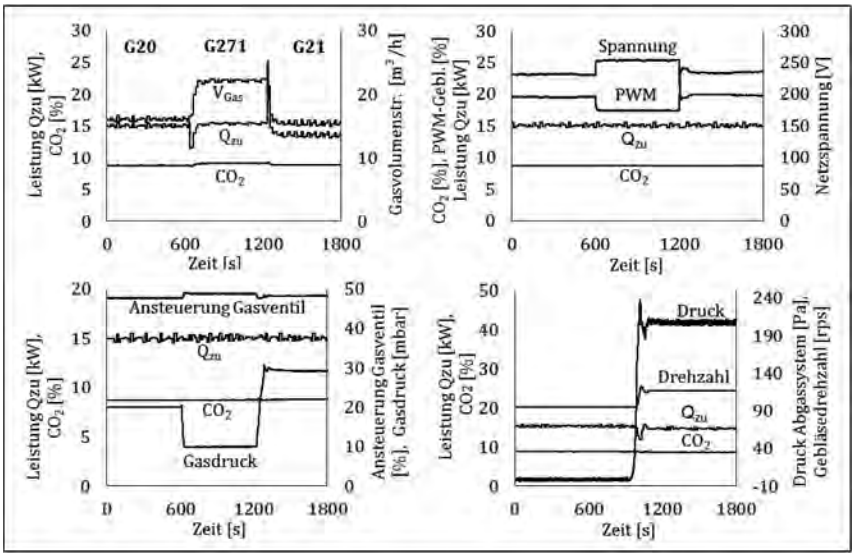


Bild 11: Automatische Kompensation von Störgrößen: Gasart (oben li.), Netzspannung (oben re.), Gasvordruck (unten li.) und Gegendruck im Abgassystem (unten re.).

Schwankungen im Gasvordruck werden zum Teil durch den pneumatischen Vordruckregler ausgeglichen. Falls diese jedoch zu groß ausfallen, greift das elektronische Regelsystem ein und passt die Ansteuerung des Gasventils an (Bild 11, unten links). Druckänderungen durch Abgas/Zuluft-Systeme, aber auch Aufstellorte unterschiedlicher geodätischer Höhe, werden durch Messung der benötigten Verbrennungsluftmenge mit Hilfe des Massenstromsensors und Korrektur der Gebläse-Drehzahl kompensiert (Bild 11, unten rechts). In Summe stellt das adaptive System sicher, dass die gewünschte Wärmeleistung stets gewährleistet bleibt.

Die Verbrennungsregelung Lambda Pro Control Plus bietet weitere praxisrelevante Vorteile, weil der Luftzahlverlauf im Betriebsfeld des Brenners einfach durch Parameteränderung in der Regelung angepasst werden kann. So ist die Einstellung besonders niedriger NOx-Werte, wie sie in USA/Kalifornien oder China/Peking gefordert werden, sehr komfortabel möglich. Bild 12 veranschaulicht das Verfahren: Die Ionisations-Sollwertkurve wird soweit abgesenkt, dass die Luftzahl von » = 1,3 auf » = 1,4 verschoben wird, wodurch die NOx-Emissionen nahezu halbiert werden. Das Verfahren ist einfach und schnell durchführbar, da außer einer Anpassung von wenigen Parametern in der Regelung keine Eingriffe im Gerät notwendig sind.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

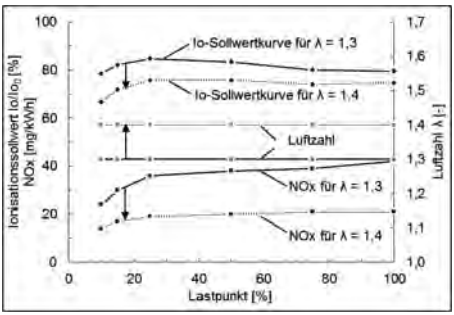


Bild 12: Einstellung niedriger NOx-Werte durch Anpassung Io-Sollwertkurve und Luftzahl.

5. Ausblick – Verhalten von Lambda Pro Control Plus gegenüber Wasserstoff

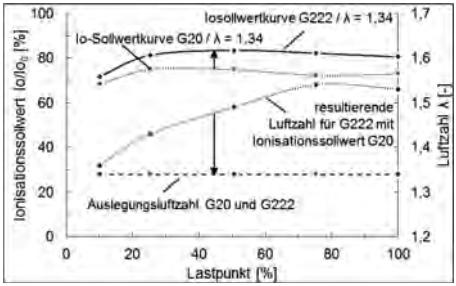


Bild 13: Verhalten von Lambda Pro Control Plus bei der Verbrennung von H_2/Methan-Gemischen.

Einspeisungen von Wasserstoff aus Power-to-Gas-Anlagen sind bereits heute in einigen regionalen Gasnetzen üblich. Aufgrund der unterschiedlichen Verbrennungseigenschaften im Vergleich zu Erdgas (Methan), insbesondere den höheren Verbrennungsgeschwindigkeiten und -temperaturen, bewirkt Wasserstoff, dass sich Reaktionszonen und auch Leitfähigkeitszonen für die Io-Stromerfassung in der Flamme verschieben. Messungen mit dem wasserstoffhaltigen Testgas G222 (23 vol.-% H2, Rest Methan) an Lambda Pro Control Plus-Geräten zeigen, dass es zu einer systematischen, lastabhängigen Verschiebung der Luftzahl kommt (Bild 13). Bei parametrierter Io-Sollwertkurve für Methan (G20) kommt es mit dem H_2-haltigen Testgas G222 zu „magererer“ Verbrennung, da eine „leitfähigere“ Flamme wahrgenommen und in Folge die Gasmenge reduziert wird. Auch dies ist einfach durch erhöhen der Io-Sollwertkurve zu kompensieren. Der Luftzahlverlauf kann wieder auf den gewünschten Sollwert (hier » = 1,34) angepasst werden. Aktuelle Entwicklungen befassen sich mit der Auswertung verschiedener Prozesswerte aus dem elektronischen Regelsystem, um Signaturen der Gasbeschaffenheit zu ermitteln, welche auf die Zusammensetzung von Gasgemischen schließen lassen. Damit kann zukünftig auch die Luftzahl automatisch bei Wasserstoff/Erdgas-Gemischen korrigiert werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

6. Zusammenfassung

Mit Verbrennungsregelung ausgestattete Brennwertgeräte sind in erster Linie eine Antwort auf die zunehmend stärker variierende Gasbeschaffenheiten in den Versorgungsnetzen. Die gasadaptive Verbrennungsregelung Lambda Pro Control Plus ermöglicht modernen Brennwertgeräten stets einen optimalen, hocheffizienten und emissionsarmen Betrieb. Mit Blick auf künftige Veränderungen in der Gasversorgung bietet sie eine leistungsfähige und zukunftssichere Perspektive. Zusätzlich zur Kompensation unterschiedlicher Gasbeschaffenheiten, ermöglicht die Lambda Pro Control Plus Plattform hohe Modulationsgrade, kompensiert automatisch Störgrößen, die sich sonst nachteilig auf den Heiz- und Warmwasserkomfort auswirken würden. Das Entwicklungspotential ist noch nicht ausgeschöpft und bietet weitere interessante Ansatzpunkte. Aus den Prozessdaten können z. B. Signaturen der Gasbeschaffenheit ermittelt werden und so neue Gasgemische mit fluktuierenden Wasserstoffanteilen detektiert und optimal verbrannt werden.

7. Quellenverzeichnis

[1] Gasqualitäten im veränderten Energiemarkt, Herausgeber: Jörg Leicher, Anne Giese, Norbert Burger; DIV Deutscher Industrieverlag GmbH, 2014; ISBN 978-3-8356-7122-5

[2] Dr. Nitschke-Kowsky, Petra; Weßing, Werner: Brennwertkessel mit Verbrennungsregelung; energie-wasser-praxis, 2/2017

[3] Dr. Dzubiella, Manfred: Selbstkalibrierende Verbrennungsregelung – die bewährte Antwort auf Herausforderungen durch künftige Gasqualitäten; Fachberichte Gasgerätetechnik; gwf-Gas l erdgas, März 2011

[4] Dipl.-Ing. Herrs, Martin; Merker, Roland; Dr.-Ing. Naumann, Rolf; Dipl.-Ing. Nolte, Hubert: Verbrennungsregelung mit Flammensignal; 139 (1998) Nr.1 Gas Erdgas gwf

[5] Elektronischer Gas/Luft-Verbund iNR77, EBMPAPST Landshut; 2016

[6] http://www.dbi-gti.de/files/PDFs/Flyer_Broschuere/81_Gasanwendung_FY_L-H-Gas-Anpassung_2014.pdf

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Reduktion von CO-Emissionen bei der Stückholzverbrennung im Naturzugbetrieb

Vorstellung eines neuen Berechnungsmodells für Stückholzfeuerungen

Dipl.-Ing. (FH) **O. Cramer**, LEDA-Werk GmbH & Co. KG, Leer;
Ing. (FH) **T. Lüken**, LEDA-Werk GmbH & Co. KG, Leer

Kurzfassung

Chargenweise betriebene Einzelraumheizer für Stückholz unterliegen immer schärferen Emissionsgrenzwerten, gleichzeitig steigen die Forderungen an diese Geräte in Bezug auf den Wirkungsgrad durch europaweite Energieeffizienzeinstufungen. Über den zeitlichen Verlauf der Abbrandbedingungen im Naturzugbetrieb existieren keine hinreichenden Kenntnisse. Speziell die Frage nach den erreichbaren CO-Emissionen, welche bei Stückholzfeuerungen im Wesentlichen für die Beurteilung der Ausbrandqualität herangezogen werden, kann über die gängige Literatur nicht beantwortet werden. Auch Strömungssimulationen können nur bedingt zur Problemlösung beitragen, da diese sich in der Regel auf einzelne Lastpunkte beschränken und den Brennstoff nicht zufriedenstellend darstellen können.

Ein neues Berechnungsmodell kann zur Optimierung beitragen und gibt Aufschluss über das erreichbare Emissionsminimum ohne den Einsatz von Sekundärmaßnahmen und ermöglicht bei deren Verwendung die Bewertung der Emissionsminderung. Die im Allgemeinen verwendete Berechnung, bei der „Holz“ ohne weitere Teilzerlegung als homogener Brennstoff angenommen wird, lässt keine weitere Optimierung mehr zu.

Durch Zerlegung der Holzmasse in seine Unterbestandteile bzw. deren zeitabhängige Massenabnahme und ständigen Abgleich der Berechnung mit Prüfstandsversuchen und Strömungssimulation konnte ein Rechenmodell erstellt werden, welches erstmalig Rückschlüsse auf Leistung, Verweildauer und Temperatur über den gesamten Abbrand zulässt und zudem die minimal zu erwartenden CO-Emissionen im Vorfeld berechnet.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Reduction of CO-emissions during wood combustion in natural draft operation

Presentation of a new calculation model for logs

Abstract

Batch load operated appliances for wood log burning are always subject to more restrictive emission limits, the demands on these appliances to the efficiency by European efficiency classifications increase simultaneously. There is not enough knowledge about the temporal course of wood log burning in natural draft. Especially the question about the attainable CO-emissions which are used to rate the burning quality of wood log burning cannot be answered about the current literature. Flow simulations can also contribute only conditionally to the problem because they are reduced on nominal heat output and can't show the fuel satisfactorily.

A new calculation model can contribute to the optimization and gives information about the attainable Emission minimum without secondary measures and allows the assessment of the issues decreased by their use. The calculation generally used at which "wood" is accepted without a further partial taking apart than homogeneous fuel doesn't allow any further optimization.

By decomposition of the wood mass in its sub-components and their time-dependent mass removal with permanent comparison of the calculation with burning tests and flow simulation a computational model could be made which allows interferences on performance, residence time and temperature about the wood log burning process and moreover calculates this one at least to expecting CO-emissions in the front-end.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Stand der Technik

Allgemein erfolgt die Feuerraumauslegung über die Brennstoffanalyse und Luftbedarfsbestimmung vom Brennstoff „Holz“; nach der Analyse der Brennstoffzusammensetzung wird der Heizwert berechnet, hieraus ergibt sich eine Gesamtwärmeleistung. Alle weiteren berechneten Kenngrößen beziehen sich auf die Mittelwerte von Leistung und Sauerstoffbedarf.

Der nötige Luftüberschuss wird aus Diagrammen nach Feuerungstyp abgeschätzt; wie hoch der Luftüberschuss für bspw. eine Stückholzfeuerung tatsächlich sein muss, wird nicht genauer betrachtet; Luft- und Abgasquerschnitte sowie die Ausführung, Größe und Dämmung der Heizkammer werden in der Regel durch Erfahrungswerte bestimmt, als Resultat erhält man einen Abbrandverlauf, welcher optimalerweise die geforderten Grenzwerte einhält.

Andernfalls wird durch Änderung von Querschnitten oder Holzmenge versucht, sich der Einhaltung der Grenzwerte anzunähern. Unterstützt wird diese Auslegung teilweise noch durch Strömungssimulationen, welche im Normalfall ebenfalls auf die mittlere Leistung bezogen werden.

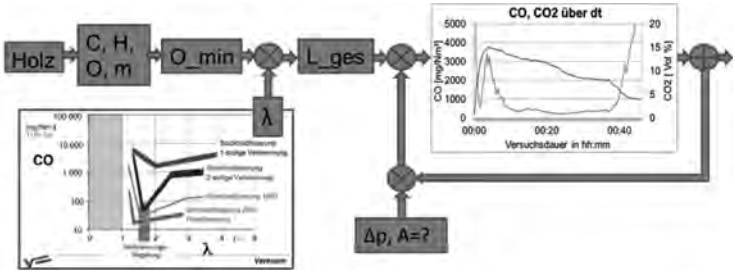


Bild 1: Auslegung einer Stückholzfeuerung, CO-Lambda-Diagramm nach [1]

Welche Luftmenge tatsächlich wo und wann benötigt wird, ist in keinem bekannten Werk angegeben. Auch das erreichbare CO-Minimum kann nicht konkretisiert werden. Die aktuelle Feuerraumauslegung stößt an ihre Grenze, aktuelle Untersuchungen und Forschungsberichte bestätigen diese Tendenz.

2. Neuer Berechnungsansatz

Im Jahr 2010 begannen wir mit dem Aufbau einer neuen Feuerraumdimensionierung, welche die bekannten Parameter zu jedem Abbrandzeitpunkt neu berechnen sollte. Ziel war eine

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Berechnungsgrundlage für Feuerräume mit definierten Querschnitten und ein besseres Verständnis für die ausschlaggebenden Beeinflussungsmöglichkeiten. Da die Volumenströme (fast ausschließlich) von der Temperatur und dem Unterdruck abhängen, sollte für alle Bereiche des Feuerraums eine Bestimmung von Temperatur und Druck zu jedem Zeitpunkt möglich sein.

Die Brennkammertemperatur T_B wird abgeschätzt und mit der Eingabe der vorgegebenen Scheitparameter Volumen, Oberfläche (zu V_A) und Restfeuchte U die Verflüchtigugsdauer t_f der Gasphase nach M. Hellwig bestimmt:

$$t_f = 1{,}846 \times \left(\frac{V_A}{18}\right)^{1{,}89} \times \left(\frac{T_B}{1000}\right)^{-1{,}74} \times \left(\frac{1 + U/100}{1{,}15}\right)^{3{,}26}$$

Formel 1: Berechnung der Verflüchtigungsdauer [2]

Zur Ermittlung der benötigten Verbrennungsluftmenge wurde die Gewichtsabnahme verschiedener Feuerungstypen verglichen und über deren Verlauf ein Polynom gebildet, anschließend kann die prozentuale Massenabnahme auf die Verflüchtigungsdauer umgerechnet werden. Die anteilige Massenabnahme im Glutbett wird über gesonderte Auswertungen des Ausbrandes der entsprechenden Feuerungen und die Bildung eines weiteren Polynoms berechnet:

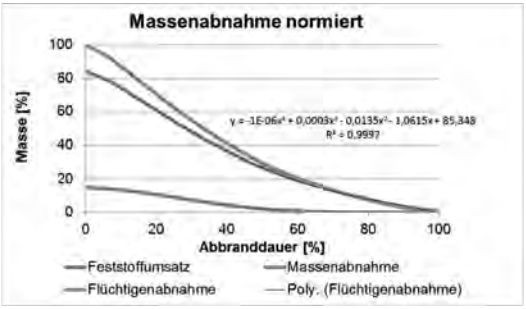


Bild 2: Polynom der Flüchtigenabnahme

Die benötigte Luftmenge sollte nicht mehr auf „Holz“ sondern auf die Einzelbestandteile bezogen werden. Diversen Quellen wurden daher die Einzelbestandteile von Buchenholz entnommen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 1: Zerlegung von Buchenholz in Einzelbestandteile [3-6]

Komponente	Ma-%	Bestandteil	Ma-%	Ges.-%	Untergruppe	C	H	O
Cellulose	44			44		6	10	5
Hemicellulose	34	Hexosen	83	28,22	Galactose	6	12	6
					Glucose	6	12	6
					Mannose	6	12	6
		Pentosen	17	5,78	Arabinose	5	10	5
					Xylose	5	10	5
Lignin		p-Cumarylalkohol	4	0,8		9	10	2
		Coniferylalkohol	53	10,6		10	12	3
		Sinepylalkohol	43	8,6		11	14	4

Als Ergebnis lassen sich benötigter Sauerstoffbedarf und resultierende Standardbildungsenthalpie bei vollständiger Reaktion berechnen. Für die weitere Berechnung wurde der zeitabhängige Temperaturverlauf in Buchenholz mit der thermischen Zersetzung von Holz kombiniert.

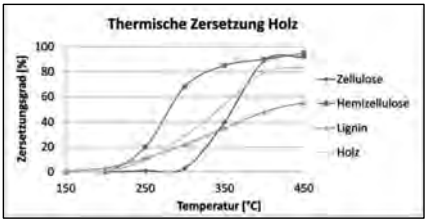


Bild 4: Thermische Zersetzung von Holz und Untergruppen [7]

Ausgehend von den unterschiedlichen Siedepunkten der Einzelbestandteile und davon, dass die Holzkohle im Wesentlichen aus Lignin besteht, wurde über eine Matrix der prozentuale Abbau der Einzelbestandteile mathematisch beschrieben.

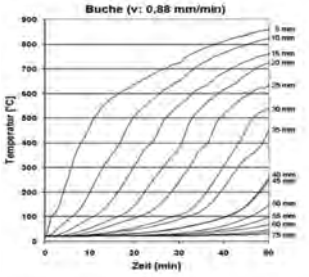


Bild 5: Temperaturprofil von Buchenholz [8]

Da die Holzoberfläche die freigesetzte Gasmenge limitiert, wurde entsprechend der Aufheizung der Scheite die Abnahme der Einzelbestandteile angepasst. Deren Verhältnis ändert sich während des Abbrands entsprechend der thermischen Zersetzungsgrade und

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

der Wärmeeindringung. Über den zuvor bestimmten Anteil der Holzkohle ist nun die Aufteilung in benötigte Primär- und Sekundärluftmenge möglich und auch der CO_2-Wert kann unter Annahme eines konstanten Zuluftvolumenstroms berechnet werden. Für eine grobe Übersicht wurde der Abbrand zunächst in 1/12-Intervalle der Abbranddauer zerlegt, erst nach dem Abgleich auf dem Prüfstand sollten die Intervalle verkürzt werden.

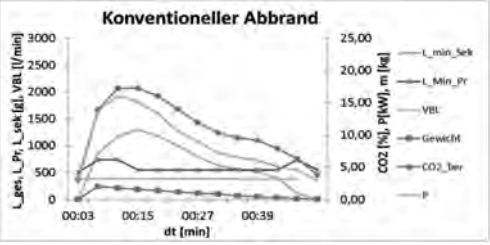


Bild 6: Luftbedarf und Leistung des Ersatzmodells

3. Parallele Berechnung und Messung

Die werkseigene Prüfstelle wurde zur Verifizierung der Ergebnisse um Differenzdruck-messgeräte, verschiedene Temperaturfühler und ein Dichtheitsmessgerät ergänzt, in der Entwicklung wurde die seit 2008 eingesetzte Strömungssimulation (FloEFD Pro, Mentor Graphics) durch eine Verbrennungsrechnung erweitert.

Zur Gestaltung von Brennkammer und Nachbrennkammer gab es verschiedene Untersuchungen. Ein Gemeinschaftsprojekt zur Nachbrennkammeroptimierung fand mit der Hochschule Emden-Leer und Fa. FlowMotion 2013/2014 statt, hier sollte der Einfluss der Ein- und Auslassquerschnitte bzw. der Heizgasführung auf die Emissionen festgestellt werden. Bei diversen parallel zur Berechnung laufenden Abbrandversuchen wurden die Druckdifferenzen zwischen Aufstellraum, Luftsystem, Brennkammer, Nachbrennkammer und Schornstein bei unterschiedlichen Leistungen erfasst. Über Temperatur und Massenstrom wurde der Leistungsanteil am Brennkammerausgang bestimmt.

Um die während der Versuche festgestellten Druckschwankungen, welche durch Stau- und Auftriebsdruck hervorgerufen werden, berechnen zu können, wurde es nötig, die Wärmeabgabe über die Feuerraumwände zu bestimmen. 2014 wurden gemeinsam mit Dr.-Ing. Gerhard Kok (Prof. für Thermodynamik und Strömungslehre an der FH Emden-Leer) zusätzliche Temperaturmessungen im Feuerraum durchgeführt, um die tatsächliche Temperaturverteilung besser abschätzen zu können und den Strahlungswärmeanteil zu bestimmen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Für unsere Auslegungshilfe wurden die U-Werte und Emissionsgrade verschiedener Materialkombinationen in Abhängigkeit der Wand- und Feuerraumtemperatur einbezogen, entsprechende Wärmeübergänge wurden bestimmt. Für Flammenvolumen und –Oberfläche wurde für die Berechnung der Strahlungswärme in Abhängigkeit von Leistung und Lambdawert ein Ersatzmodell gebildet. Für die Wärmeabgabe musste die Brennkammer nun in mehrere Teile zerlegt und die Wärmeabgabe stufenweise über den 1. Hauptsatz der Thermodynamik für offene Systeme berechnet werden.

Bild 7: Prinzip der Brennkammerzerlegung zur Bestimmung der Wärmeabgabe

Für jeden Teilschnitt wurde über die eingehende Wärmemenge und den Strahlungsanteil die Wandtemperatur zunächst abgeschätzt. Die Energie, die über die Brennkammer durch Strahlung, Konvektion und Wärmedurchgang abgebaut wurde, wird von der vorherig eingegangenen Wärmemenge abgezogen und dient als Eingangsgröße für den nächsten Abschnitt. Als Ergebnis lässt sich der Auftriebs- und Staudruck am Brennkammerausgang bestimmen.

Der resultierende Differenzdruck macht die genauere Berechnung des Zuluftvolumenstroms möglich; unter Einbeziehung der Dichte- und Viskositätsänderung der Heizgase bzw. der Verbrennungsluft und unter Berücksichtigung der Einzelwiderstände des Luftsystems kann nun der entstehende CO_2-Verlauf berechnet werden. Das Luftsystem wurde hierzu mit definierten Querschnitten versehen, deren Verhältnis zum Versorgungsquerschnitt die druckabhängige Luftmenge berechenbar macht. Der Rest des Luftsystems wurde so weit überdimensioniert, dass der Druckverlust auch bei Maximalleistung unter 5% beträgt. Für das Luftsystem inklusive der Vorwärmung von Primär- und Sekundärluft mit entsprechenden Dichte- und Viskositätsänderungen können die Querschnitte zum Erreichen der gewünschten Luftmenge nun relativ genau berechnet werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

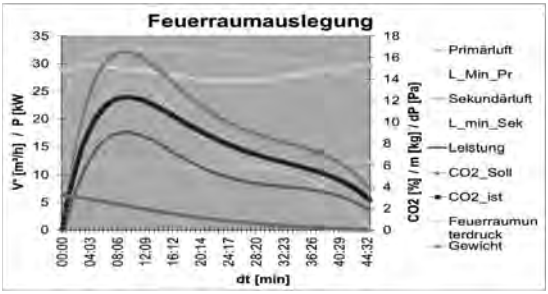


Bild 8: Brennkammerberechnung

Die Berechnung wurde außerdem weiter konkretisiert und nach übereinstimmenden Referenzversuchen auf ein 10s- Intervall verringert, um die Leistung und den Luftbedarf noch genauer bestimmen zu können. Der vorgegebene CO_2-Verlauf (CO2_Ist) kann mit dem zu erwartenden (CO2_soll) verglichen werden, die Querschnitte sind bis zur bestmöglichen Übereinstimmung von gewünschtem zu berechnetem Verlauf anzupassen.

Anhand der Berechnung der mittleren Brennkammertemperatur in unterschiedlichen Ebenen lässt sich anschließend das Mittel über den gesamten Abbrand berechnen. Dieses muss mit der zu Beginn abgeschätzten Temperatur übereinstimmen, ansonsten ist die vorherige Schätzung anzupassen oder die Vorgabe des CO_2-Wertes zu ändern.

4. Optimierung

Nach guter Übereinstimmung von Prüfstand und Berechnung wurden zur weiteren Optimierung Parameterstudien bei unterschiedlichen Feuerräumgrößen durchgeführt, bei denen die Übergabe- und Auslassquerschnitte für unterschiedliche Luftmengen und Geschwindigkeiten primär- und sekundärseitig bis zum Erreichen der jeweiligen CO-Minima bei verschiedenen Leistungen angepasst wurden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

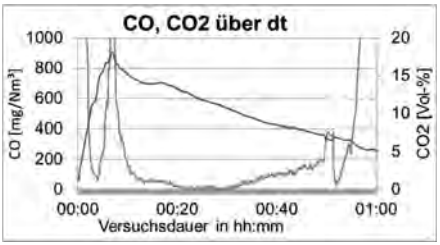


Bild 9: Optimierter Emissionsverlauf

Während der Optimierung konnten wir erstmalig eine Brennkammer kurzzeitig ohne CO-Emissionen betreiben; durch die nun bekannte Leistung und Temperatur zum entsprechenden Zeitpunkt und die weiteren Abbrandversuche der anderen Feuerräume und deren Abweichung vom Optimum konnte ein funktionaler Zusammenhang zwischen (relativer) Brennkammergröße, Luftüberschuss und resultierender CO-Emission hergeleitet werden, welcher das erreichbare Emissionsminimum in der Hauptabbrandphase ($1{,}5 \leq \lambda \leq 4{,}5$) konkretisiert.

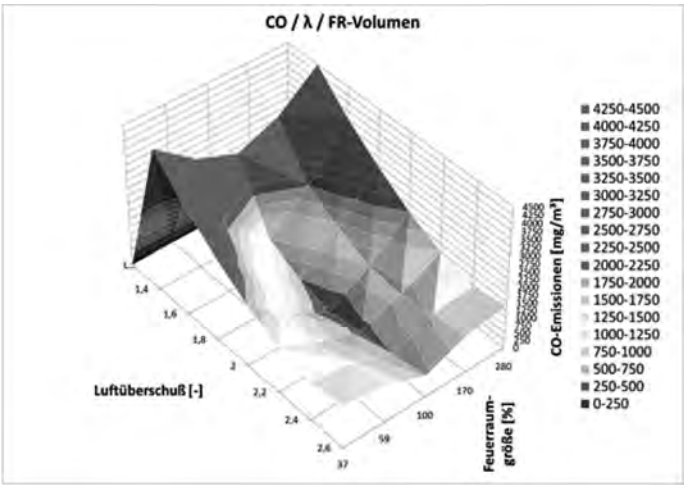


Bild 10: 3D-Diagramm CO-Emission

5. Emissionsgrenzwerte und Praxistauglichkeit

Die neue Art der Berechnung zeigt die Grenzen der technischen Machbarkeit, denn die (Minimal-) Emissionen hängen auch von der Restfeuchte des eingesetzten Brennstoffs ab. Durch steigenden Wassergehalt wird der benötigte Primärluftanteil erhöht, damit ein Großteil

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

der Restfeuchte hinreichend schnell verdampft und die Emissionen entsprechend der Normprüfung [9] auf ein geringes Niveau kommen. Gleichzeitig steigt aber die maximale Leistung, der CO_2-Peak muss über einen größeren Sekundärluftüberschuss abgedeckt werden und der Lambda-Wert wird insgesamt erhöht.

Liegt der nötige Luftüberschuss für minimale CO-Emission bei ofengetrocknetem (Prüf-) Holz mit 12-13% Restfeuchte noch bei λ=2, steigt er bei Verwendung von Holz mit Restfeuchte bis 20% (wie bei 2-jähriger Lagerung im Freien zu erwarten) auf λ=2,5. Bei geeigneter Brennkammergröße kann der Luftbedarf unter Einhaltung der derzeitigen Grenzwerte zwar weiter verringert werden, die CO-Emissionen sind dann aber nicht mehr optimal.

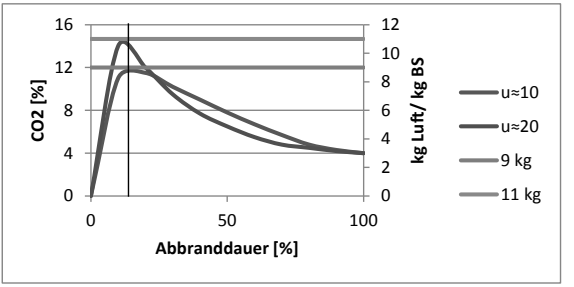


Bild 11: Luftbedarf in Abhängigkeit der Restfeuchte

Es sollte daher für Seriengeräte ein Mittelwert von 8% CO_2 angestrebt werden, andernfalls wird während des Leistungsmaximums die große Heizgasmenge nicht mehr ausreichend mit Verbrennungsluft versorgt und die Emissionen werden deutlich erhöht. Außerdem kommt es durch Sekundärluftunterdeckung bereits bei geringfügig höherer Leistung zu einem deutlichen Anstieg der CO-Emissionen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

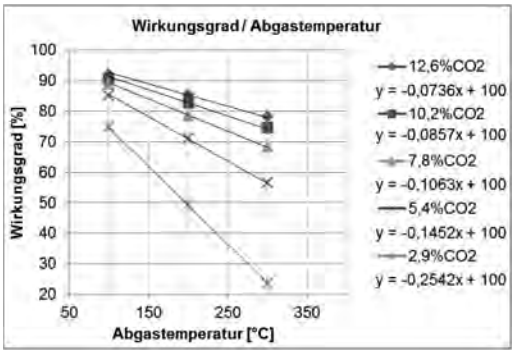


Bild 12: Wirkungsgrad über Temperatur

Auch der Wirkungsgrad lässt sich nicht beliebig steigern, wenn das System im Naturzug funktionieren soll. Für den sicheren Betreib wird nach TROL [10] eine Schornsteineintrittstemperatur von 170°C benötigt, bei entsprechend konstruierten Feuerungen mit 8% CO_2 beträgt der erreichbare thermische Wirkungsgrad bestenfalls ≈82%. Dieser Wert ergibt sich über die Abhängigkeit des Wirkungsgrads von Temperatur und CO_2-Wert.

Der Multiplikator x für die Temperaturdifferenz ändert sich mit dem CO_2-Wert z wie folgt:

$$x = 0.6173 \times z^{-0,848}$$

Formel 2: Multiplikator für Temperaturdifferenz

Der Wirkungsgrad lässt sich nun durch CO_2 und Temperaturdifferenz berechnen:

$$\eta = -\left(0,6173 * {CO_2}^{-0,848}\right) * \Delta T + 100$$

Formel 3: Wirkungsgradbestimmung

Umgerechnet erhält man den CO_2-Wert:

$$CO_2 = \left(\frac{\left(\frac{100 - \eta}{\Delta T}\right)}{0,6173}\right)^{-1,18}$$

Formel 4: Berechnung CO2

6. Zusammenfassung

Die Erstellung der Berechnungsgrundlage für Stückholzfeuerungen wurde mit Hilfe von über 500 Abbrandversuchen validiert, teilweise führten Vereinfachungen im Rechenweg zu

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

hinreichender Genauigkeit, andere funktionale Zusammenhänge erforderten einen hohen Rechen- oder Prüfaufwand; alleine zur Feststellung der optimalen Anströmgeschwindigkeit wurden über 300 Abbrandversuche durchgeführt.

Noch immer werden viele Geräte nach dem Trial-and-Error-Prinzip gebaut, die technischen Grenzen sind über die bekannten Berechnungsverfahren erreicht. Über das neue Berechnungsmodell können im Vorfeld realistische Aussagen über das Emissionsverhalten gemacht werden, eventuell erforderliche Sekundärmaßnahmen können bereits in der Entwicklungsphase einbezogen werden.

Weitere Ansätze zur Berechnung sind bereits in Bearbeitung und können die Feuerraumauslegung für die Zukunft noch weiter verbessern. Viel wichtiger ist jedoch der erreichte Wissensstand über die ausschlaggebenden Parameter sowie über das erreichbare CO-Minimum bei Stückholzfeuerungen optimaler Größe, welcher die Abschätzbarkeit vom erreichbaren Minimum für gängige Feuerraumgrößen und -Leistungen endlich konkretisiert. In der Normprüfung sollte zukünftig mehr Wert auf realistische Holzfeuchte gelegt werden um die Emissionen im späteren Betrieb tatsächlich zu reduzieren.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[1] Nussbaumer, T. (2003): Skript Energietechnik und Umwelt, ETH Zürich, S.153-155
[2] Hellwig, M.: (1988) Zum Abbrand von Holzbrennstoffen unter besonderer Berücksichtigung der zeitlichen Abläufe, TU München, S.87
[3] Mombächer, R. (1988): Holzlexikon, DRW-Verlag
[4] Pöhler-Rotach, Seubert-Hunziker (2002): Holzchemie, ETH Zürich, S. 7
[5] Niemz, P. (2006): Holzphysik, ETH Zürich, S. II-10
[6] Launhardt, T. (2002): Umweltrelevante Einflüsse bei der thermischen Nutzung fester Biomasse in Kleinanlagen, TU München, S. 4
[7] Hellwig, M.: (1988) Zum Abbrand von Holzbrennstoffen unter besonderer Berücksichtigung der zeitlichen Abläufe, TU München, S.15
[8] Lingens, A. (2003): Untersuchung des Abbrandes und der Brandgase ausgewählter Holzarten in Abhängigkeit vom chemischen und strukturellen Holzaufbau, TU München, S.73, Abb "d)"
[9] Bundesgesetzblatt (01/2010): 1. BImSchV, Anlage 2.2.1
[10] ZVSHK (2010): Technische Regeln für den Ofen- und Luftheizungsbau

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Determination of Heterogeneous Reaction Kinetics of High-Temperature Biomass Char

Dipl.-Ing. **C. Schneider**, Karlsruhe Institute of Technology (KIT), Institute of Technical Chemistry, ITC, Gasification Technology, Eggenstein-Leopoldshafen
Dipl.-Ing. **Philipp Stoesser**, Smurfit Kappa Zülpich Papier GmbH, Zülpich
Dr.-Ing. **Sonia Rincon**, Universidad Nacional de Colombia (UNAL), Facultad de Ingeniería, Departamento de Ingeniería Mecánica y Mecatrónica, Bogotá
Prof. Dr.-Ing. **Thomas Kolb**, Karlsruhe Institute of Technology (KIT), Institute of Technical Chemistry, ITC, Gasification Technology, Eggenstein-Leopoldshafen, Karlsruhe Institute of Technology (KIT), Engler-Bunte-Institut, EBI, Fuel Technology, Karlsruhe

Abstract

The bioliq® BtL-process aims for the production of synthetic fuels from low-grade biomass. The process chain comprises the production of biomass slurry (bio-syncrude) consisting of pyrolysis oil and bio-char, its gasification at pressures up to 80 bar, and the subsequent synthesis of gasoline from syngas. At the Karlsruhe Institute of Technology, KIT, the bioliq® pilot plant with its 5 MW_{th} high-pressure entrained flow gasifier (EFG) is in operation.

During the gasification of suspension fuels (slurry) under EFG process conditions, the secondary pyrolysis of bio-char is of major importance for fuel conversion. In this work, experiments to determine secondary pyrolysis and gasification kinetics of bio-char were carried out in the drop-tube reactor, VERA. Pyrolysis was conducted in nitrogen under atmospheric pressure at temperatures ranging from 800 – 1600 °C for a residence time of 200 ms. Gas phase measurements of volatile species as well as collection of secondary chars were employed to gain data on volatile yield and gas phase composition, char chemical composition, morphology and CO_2-reactivity. Intrinsic gasification kinetics of secondary chars were obtained in a pressurized thermogravimetric analyzer (pTGA) as well as a free-fall fixed-bed reactor. Reactivity and activation energies corresponded well comparing both reaction systems. Furthermore, the evolution of reactive surface area during gasification is investigated in a lab-scale quartz glass fixed-bed reactor applying the method of Temperature-Programmed Desorption. The experimental results of all systems are presented and discussed.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Introduction

Entrained-flow gasification (EFG) of low-grade biogenic and fossil fuels for the production of synthesis gas, which can then be converted into chemicals or liquid fuels or fed to IGCC units, will play an important role in satisfying the future demand for basic chemicals, transportation fuels and power. High-pressure EFG allows for the production of high quality (tar free) syngas from a wide range of fuels: dry, liquid or suspension fuels with various properties can be fed to the gasifier. The majority of research data is available for the gasification of fossil fuels while experimental data on high-pressure, high-temperature gasification of biomass-based fuels is rare.

In EFG, the fuel particle/droplet is fed into the gasifier with oxygen/steam as gasification medium and undergoes subsequent thermochemical processes: evaporation of the liquid phase, rapid char heat-up (>> 1000 K s^{-1}), secondary pyrolysis of char and char gasification in a CO_2- and H_2O-rich atmosphere. The fuel is partially combusted in the high-temperature flame zone in order to accomplish sufficient thermal energy for the subsequent endothermic gasification reactions. After the oxygen is completely consumed by homogeneous reactions, the heterogeneous char-steam and char-CO_2 reactions proceed in the lower temperature zone of the reactor. The latter endothermic reactions are the slowest within the gasification process and limit the overall fuel conversion rate [1].

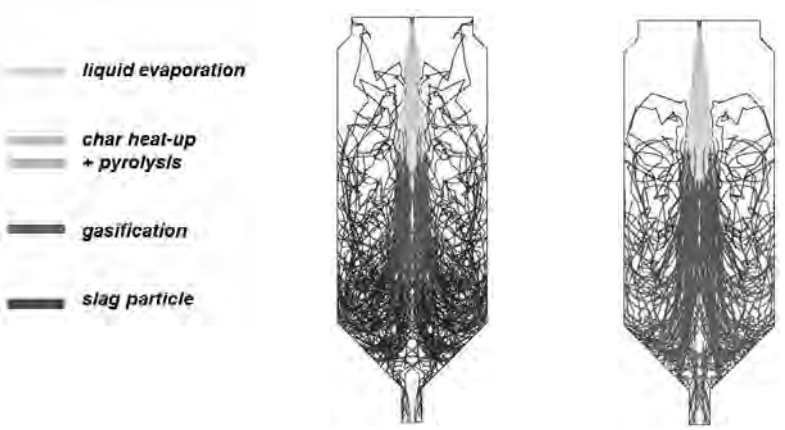


Fig. 1: CFD Simulation of particle trajectories in EFG for biomass based slurry: carbon conversion X_C = 100 % (left), carbon conversion X_C = 60 % (right) [2].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Fig. 1 shows droplet/particle trajectories in the bioliq EFG based on a RANS simulation applying different gasification kinetics [2]. On the left hand side of Fig. 1, the residence time of the secondary char is long enough to accomplish complete carbon conversion in the lower part of the gasifier. The remaining slag particle (blue trajectories) eventually leaves the gasifier. On the right side, the residence time of the fuel is not sufficient for the slow fuel conversion reactions in the gasifier resulting in a strong impingement of not completely converted fuel particles on the reactor wall (red trajectories) and an escape of these particles out of the reactor. This leads to a low fuel conversion rate and a high carbon content in the slag.

This example shows that the knowledge of the heterogeneous gas-solid reaction kinetics is crucial for the design of an EFG due to its rate limiting nature and dominating influence on the overall efficiency of the process. Therefore, lab-scale experiments are necessary to investigate reaction kinetics of char conversion processes i. e. pyrolysis and gasification.

2. Motivation for Solid Fuel characterization

The detailed understanding and modeling of the conversion process of a fuel particle in an entrained-flow gasifier requires knowledge on fuel properties in terms of organics, ash content and composition, particle surface area, shape and porosity as well as reactivity of the fuel particle throughout the conversion process. In order to generate these data lab-scale experiments including pyrolysis and gasification are performed under process-near conditions. Significant parameters are temperature, heating rate and gas atmosphere composition.

In the EFG reactor, the particle undergoes rapid heat-up and pyrolysis leading to a change in char morphology, loss of volatiles as well as change in ash content and chemical composition. These processes are typically investigated in lab-scale reactors e.g. drop-tube furnace or fluidized bed where chars can be generated and subsequently characterized regarding gasification reactivity as well as chemical and physical properties.

Modeling the gasification reactions of char particles with CO_2 and H_2O requires kinetic data of intrinsic reaction rates. Intrinsic kinetics are measured at low temperatures where the reaction is solely controlled by the chemical conversion rate while no mass and heat transfer limitations at the inner and outer surface area of the particle occur (regime I) [3]. When increasing the temperature the reactant gas consumption due to chemical reaction reaches such a high level that mass transport inside the particle dominates the overall fuel conversion (regime II). In order to describe the conversion in this temperature regime, both

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

intrinsic kinetic data as well as models for mass transfer based on physical properties of the fuels are required.

While reaction kinetic data for fossil solid fuels is available from literature [4–6], process relevant data for biomass-based fuels is rare. The aim of this work is to present a methodology for generating a process-relevant char, pyrolyzed at high heating rate in a drop-tube furnace. This char is then analyzed in terms of chemical composition and morphology. Furthermore, CO_2 reactivity measurements of this char were conducted in a high-pressure thermogravimetric analyzer and a free-fall fixed bed reactor. The evolution of reactive surface area, which can be correlated with changes in reactivity of the char, is measured in a chemisorption analyzer by the method of Temperature-Programmed Desorption.

3. Materials and Methods

3.1 Fuel characterization

The char used in this study was derived from a bark-less soft wood. Wood chips were chopped to sizes of approximately 1 mm and fed to a screw-pyrolysis reactor, described in literature [7, 8]. A temperature of 500 °C was chosen. The solids had a residence time of 5 minutes and were cooled in an inert, tar free atmosphere. The produced char was further milled and sieved to particle sizes between 50 and 150 µm. Its specification is given in Tab. 1. The presented work is concerned with thermal treatment of this precursor which will be later referred to as primary char.

Table 1: Proximate and ultimate analysis of primary char

moisture	ash	volatiles	C	H	O (bal)	N	S
mass fraction, wt.-%			mass fraction, wt.-% (waf)				
1.1 (af)	3.3 (wf)	27,9 (waf)	80.1	2.3	17.1	0.4	< 0.1

3.2 Drop-Tube Reactor for Secondary Pyrolysis

The primary char was pyrolyzed in the drop-tube reactor VERA under inert gas atmosphere (N_2) in order to generate a secondary char under process relevant conditions. i.e. high-heating rates, high temperatures and low residence time. Pyrolysis temperature was varied between 800 and 1600 °C with a constant residence time of 200 ms.

The drop-tube furnace consists of an electrically heated furnace which can be operated at temperatures up to 1700 °C. The furnace is separated into 3 independent heating zones

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

allowing for an isothermal zone of approximately 900 mm. The reaction tube (Al_2O_3) has a length of about 2000 mm while different tube diameters can be used (20 – 70 mm). By selecting the tube diameter and adjusting the volume flow, residence times between 100 - 1000 ms can be realized. N_2, CO_2, CO, H_2O, H_2, He, Ar and synthetic air can be fed to the reactor via mass flow controllers. Depending on the residence time, gas flow rates up to 40 l min^{-1} (NTP) were applied. The particle feeding system (Schenck Process, PureFeed DP-4) provides a stationary feed in the range of 0.5 – 10 g·min^{-1}. It can be operated in vacuum lock mode ensuring an inert atmosphere when flushed with inert media. Particle sizes between 1 - 200 µm are feasible. The reactor is equipped with standard gas phase analyzers such as flame ionization detector (FID) and nondispersive infrared sensor (NDIR) allowing for online measurements of CO_2, CO and CH_4. Furthermore, a micro gas chromatograph is mounted to ensure precise determination of N_2, Ar, H_2, CO, CO_2, CH_4, C_2H_2, C_2H_4, C_2H_6 as well as C_{3+} hydrocarbons. A hot gas cyclone allows for particle extraction at 350 °C impeding tar condensation on the particles. The particles are extracted under inert gas atmosphere for further investigations.

3.2 CO_2 Reactivity Measurements

Secondary char generated in the drop-tube was used for investigations of reaction kinetics with CO_2 as reactant gas. The char which is used as “model fuel” (WC1600) underwent secondary pyrolysis at 1600 °C for 200 ms thus, it consists practically of pure carbon and has an ash content of ca. 3 wt.-%. Particle size fraction was between 50 – 100 µm. Gasification experiments were carried out in a pressurized thermogravimetric analyzer (pTGA, Rubotherm GmbH, Germany) and a free-fall fixed-bed reactor (FFB). The pTGA allows for a total pressure of up to 40 bar and sample temperatures of 1200 °C. The balance and the reaction chamber are connected via a magnetic suspension. Therefore, a wide range of different gas atmospheres (CO_2, CO, H_2O, O_2, Ar) can be fed into the reactor. The surrounding pressure vessel is purged with Argon for protection of the heating elements. The balance has a resolution of 10 µg. The fuel sample is placed in a ceramic crucible (inner diameter 15 mm, height of wall 10 mm). A sample mass of 2 mg is used for the experiments. First, the reactor is evacuated twice to ensure an oxygen free atmosphere. Subsequently, the samples are heated up under flowing Argon with a constant heating rate of 20 K·min^{-1} to the fixed reaction temperature. The sample is then gasified in a mixture of CO_2/Ar until complete fuel conversion is reached. The mass loss is recorded as a function of time.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

The FFB consists of a heated alumina pipe with a length of 1 m and an inner diameter of 20 mm which is heated by 3 separate external electrical heaters. Each heater has a length of 200 mm. The pipe is filled with multiple layers of inert material up to the middle of the heated length of the reactor (heating zone II). In this area of the reactor, the reaction temperature is set. Fuel is entered from a feeder inside an inert housing at the top of the reaction tube (2 - 15 mg per batch). From here, the fuel is then transported to the top of the fixed-bed via inert gas flow inside a coaxial alumina pipe which ends approx. 30 mm above the top of the fixed-bed material. The reactant gas is introduced through an annular gap between reaction and dosing pipe. At the end of the reaction tube, the gas is cooled, filtered and analyzed by standard analytics recording CO and CO_2 over time. Reactivities are determined by a species balance based on gas phase analysis applying uniform reaction model (URM) [9].

System comparison between pTGA and FFB in terms of reaction kinetics was conducted under atmospheric pressure with 80 vol.-% CO_2 and 20 vol.-% inert gas (N_2 or Ar). In the pTGA, temperatures were varied between 700 °C and 850 °C. The total gas volume flow was 200 ml·min^{-1}. Temperatures in the FFB were varied between 800 °C and 950 °C with a total gas flow of 1000 ml·min^{-1}.

3.3 Chemisorption experiments

The theory of active sites postulates the heterogeneous gas-solid reactions via formation of surface complexes (chemisorption) on particular areas of the solid's surface [10]. Considering the char/CO_2 gasification reactions, it is possible to determine the amount of active carbon sites on the char's surface by chemisorption measurements [11–15]. In order to characterize the secondary char WC 1600 in terms of reactive surface area, chemisorption experiments were conducted in a quartz glass fixed-bed reactor (Catalyst Analyzer BELCAT-II, MicrotracBEL). The reactor is coupled with a mass spectrometer (GAM 400, InProcess Instruments) for on-line gas phase analytics. The experimental methodology for determination of the reactive surface area by Temperature-Programmed Desorption (TPD) is shown in Fig. 2.

Two experiments are required for the determination of reactive surface area. In order to quantify the total surface area during the gasification process (TSA, Fig. 2 a), the char was partially gasified with CO_2 up to a certain conversion degree and then quenched in reactant gas to a temperature at which no significant gasification occurs (200 °C). Subsequently, a TPD was performed in flowing argon (50 ml·min^{-1}, heating rate 3 K·min^{-1}) to a final temperature of 900 °C.TSA is then calculated by integration of the desorption peaks of CO_2

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

and CO (Fig. 6). For the determination of active surface area (ASA, Fig. 2 b), the experimental procedure was slightly modified. After gasification to a certain degree, the char was not immediately quenched in reactant gas. Instead, a flow of argon (100 ml·min^{-1}) was permitted to flow over the sample at high temperature to desorb the reactive surface area (RSA). Afterwards, the sample was once again quenched in argon followed by a TPD. The reactive surface area (RSA) can then be calculated with equation 3-1, where RSA is the difference between TSA and ASA.

$$a_{RSA} = a_{TSA} - a_{ASA} \qquad (3\text{-}1)$$

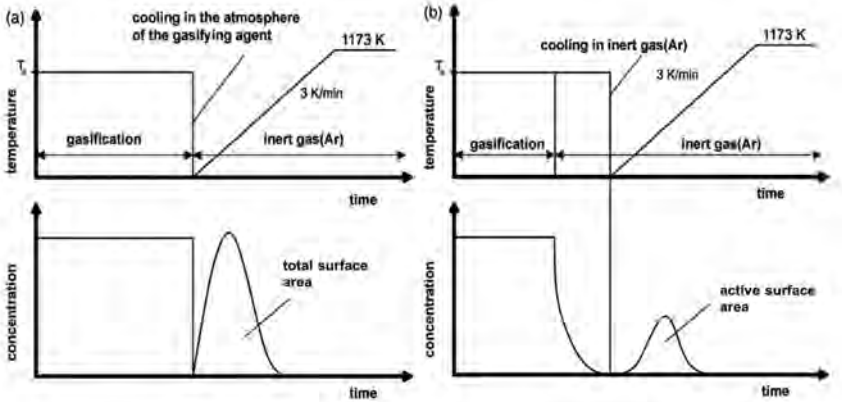


Fig. 2: Experimental methodology for determination of total surface (TSA) (a) and active surface area (ASA) (b); modified after Klose & Wölki [15]

4. Results

4.1 Secondary Pyrolysis

Fig. 3 shows the chemical composition of secondary char from the drop-tube experiments. Molar fractions of C, H, O and N of the water- and ash-free chars are plotted against pyrolysis temperature starting with the primary char at 500 °C. Oxygen content was determined by mass balance.

Secondary pyrolysis at 800 °C results in a minor change concerning the chemical composition of the resulting char as compared to the primary char. Major changes in chemical composition of secondary char occur between 800 and 1200°C. Between 800 and 1000 °C, a steep decline of hydrogen accompanied by a strong increase of carbon can be observed. Oxygen decreases in the range of 500 to 1200 °C with an almost constant rate.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

The small increase of N at 1400 °C is considered not relevant due to the negligible total amount. The pyrolysis reactions are close to completion at pyrolysis temperatures of 1200 °C for solid residence times of 200 ms.

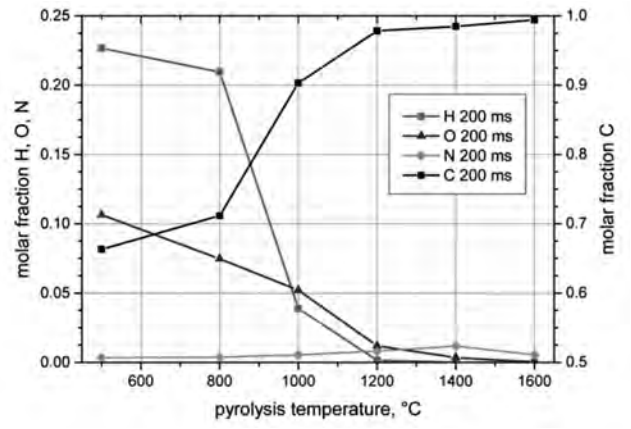


Fig. 3: Chemical composition of secondary char in the temperature range of 500 – 1600 °C at 200 ms

Not only the char's chemical composition is strongly affected by the pyrolysis conditions but also char morphology depends on pyrolysis temperature. The evolution of the char's specific surface area (Brunauer-Emmett-Teller, BET) as a function of secondary pyrolysis temperature is depicted in Fig. 4. Solid residence times of 200 ms were applied in the drop-tube reactor. Adsorption isotherms of N_2 at 77 K were conducted in an ASAP2000MP, Micromeritics. Prior to analysis, the chars were outgassed under vacuum for 12 h at 180 °C. Starting at 500°C the specific surface area shows a peak of ca. 440 $m^2 \cdot g^{-1}$ at 1000°C before decreasing again for higher pyrolysis temperatures. Processes which lead to a change in surface area occur at all temperatures. As it can be seen from Fig. 3, devolatilization which is responsible for generating surface area is completed at 1200 °C. Therefore, increase of specific surface cannot occur beyond this temperature. The decrease of specific surface may result from rearrangements within the carbon matrix due to the high temperatures [16]. Furthermore surface sintering and graphitization lead to a structural collapse and a decrease in specific surface area at high pyrolysis temperatures. A variation of solid residence time at constant pyrolysis temperatures may result in a different evolution of specific surface area and is subject to further investigations.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

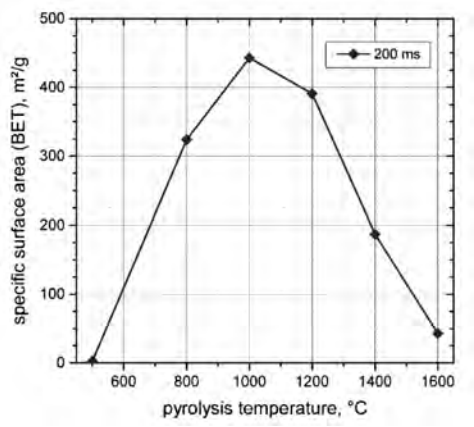


Fig: 4: Specific surface area (BET) as a function of secondary pyrolysis temperature

4.2 Gasification Kinetics

The gasification experiments were carried out in an atmosphere containing 80 vol.-% CO_2 and 20 vol.-% N_2 or Ar, respectively. Fig. 5 shows the Arrhenius plots of the reactivities in both reaction systems (pTGA and FFB) for WC1600.

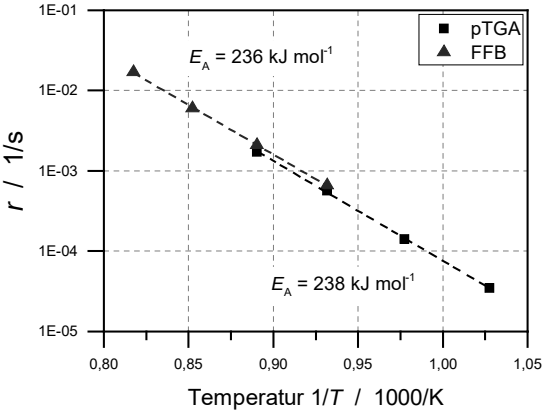


Fig. 5: Arrhenius plot for gasification of WC1600 in pTGA and FFB with 80 vol.-% CO_2

The TGA measurements resulted in reactivities under chemical control from $3.5 \cdot 10^{-5}$ to $2.0 \cdot 10^{-3}$ s^{-1}. The activation energy derived was 238 $kJ \cdot mol^{-1}$. Reactivities obtained in the

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

FFB were in the range of $6.6 \cdot 10^{-4}$ to $1.8 \cdot 10^{-2}$ s^{-1}. The activation energy in this regime was calculated to be 236 $kJ \cdot mol^{-1}$.

Reactivities and activation energies correspond well in the systems investigated. It can be concluded that intrinsic reaction kinetics were measured in both reactors and diffusional limitations were not present in the temperature range applied. Summing up, both reactors can be used to measure heterogeneous gasification kinetics of biomass char which was ex-situ pyrolyzed under high heating rates and high temperatures beforehand.

4.3 Reactive Surface Area

The quantification of reactive surface area upon conversion for WC1600 was measured by Temperature-Programmed Desorption (TPD). Fig. 6 shows desorption spectra during TPD for the determination of total surface area as a function of fuel conversion (X_C). The gasification with CO_2 leads to two clearly identifiable peaks in the TPD experiment which can be assigned to CO_2 and CO, respectively. CO_2 desorbed at lower temperatures of approx. 600 – 700 °C whereas CO desorbed at higher temperatures (800 – 900 °C). It can be deduced that CO complexes are more stable than CO_2 complexes on the char's surface.

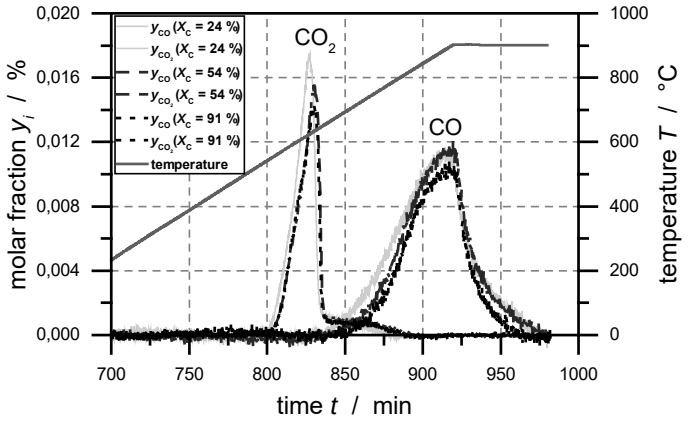


Fig. 6: Desorption spectra during TPD for the determination of total surface area, TSA upon conversion; gasification conditions: T_{gasif} = 820 °C, p_{total} = 1 bar, p_{CO_2} = 0,8 bar

Fig. 6 also indicates that the peaks and thus, the total amount of desorbed CO_2 and CO decreases with increasing carbon conversion (X_C at 24, 54 and 91 %). However, if the

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

desorbed species are based on the mass of unconverted char, the relative amount increases with fuel conversion.

Applying equation 3-1, the reactive surface was calculated by the difference of total and active surface area. Fig. 7 shows the evolution of total (a_{TSA}), active (a_{ASA}) and reactive surface area (a_{RSA}) upon char conversion in $g_{C,active} \cdot g_C^{-1}$. The target carbon conversions for the analysis were 25, 50 and 75 %. However, small deviations between the biomass samples led to slightly different carbon conversions for the determination of TSA and ASA, respectively. Therefore, the values for RSA are based on the averaged conversion degree between TSA and ASA. It can be seen that the values for TSA, ASA and RSA increase during the gasification of WC1600. TSA and RSA increase dramatically for high carbon conversions whereas ASA does not change much. Thus, the active surface complexes which are formed on the surface but do not lead to a reaction remain almost constant during gasification. On the other hand, the reactive surface complexes which lead to the formation of CO increase for high carbon conversions. As it is known from own reaction kinetic measurements, the reactivity of WC1600 strongly increases for high carbon conversion. This trend corresponds well with the evolution of reactive surface area.

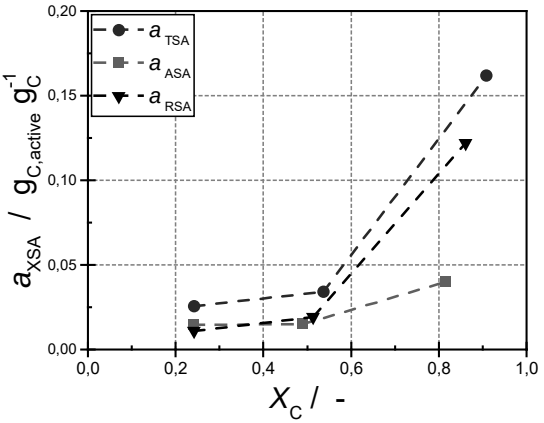


Figure 7: Evolution of TSA, ASA and RSA during gasification of WC1600 with CO_2; gasification conditions: T_{gasif} = 820 °C, p_{total} = 1 bar, p_{CO_2} = 0,8 bar

5. Summary

Experimental work on the secondary pyrolysis of char from a biomass pyrolysis is carried out. Chemical composition, char morphology and reactivity of the generated secondary char are described as a function of secondary pyrolysis process parameters. Major changes in

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

chemical composition of secondary char are observed in the temperature range of 800 to 1000 °C for a solid residence time of 200 ms. For 1200 °C and above, pyrolysis reactions are close to completion. The specific surface area of secondary char reaches a maximum value of ca. 450 m^2 g^{-1} at 1000 °C and decreases with further increase of pyrolysis temperature. The CO_2/char reactivity was measured for a secondary char, pyrolyzed at 1600 °C for 200 ms, using a pressurized thermogravimetric analyzer and a free-fall fixed-bed reactor. Both activation energies and reactivities correspond well comparing both systems. The evolution of reactive surface area was measured in a quartz glass fixed-bed reactor coupled with a mass spectrometer by the method of Temperature-Programmed Desorption. The specific reactive surface area increases dramatically for high carbon conversions and describes the evolution of reactivity well.

Acknowledgement

The authors also gratefully acknowledge the financial support by
the Deutsche Forschungsgemeinschaft (121384/22-1) and
the Helmholtz Association of German Research Centres (HGF) in the frame of the Helmholtz Virtual Institute for Gasification Technology – HVIGasTech (VH-VI-429).

Literature

[1] Kolb, T., Aigner, M., Kneer, R., Müller, M., Weber, R., Djordjevic, N. Tackling the challenges in modelling entrained-flow gasification of low-grade feedstock. *Journal of the Energy Institute,* 2016, **89**(4), 485-503.

[2] Mancini, M., Weber, R., Weigand, P., Leuckel, W., Kolb, T. Design of the entrained flow reactor for gasification of biomass based slurry. *Verbrennung und Feuerung : 26. Deutscher Flammentag.* Duisburg, 11. September 2013.

[3] Rossberg, M., Wicke, E. Transportvorgänge und Oberflächenreaktionen bei der Verbrennung graphitischen Kohlenstoffs. *Chemie Ingenieur Technik,* 1956, **28**(3), 181-189.

[4] Irfan, M.F., Usman, M.R., Kusakabe, K. Coal gasification in CO2 atmosphere and its kinetics since 1948: A brief review. *Energy,* 2011, **36**(1), 12-40.

[5] Tremel, A., Spliethoff, H. Gasification kinetics during entrained flow gasification – Part I; Devolatilisation and char deactivation. *Fuel,* 2013, **103**, 663-671.

[6] Tremel, A., Spliethoff, H. Gasification kinetics during entrained flow gasification – Part II. Intrinsic char reaction rate and surface area development. *Fuel,* 2013, **107**, 653-661.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[7] Stoesser, P., Ruf, J., Gupta, R., Djordjevic, N., Kolb, T. Contribution to the Understanding of Secondary Pyrolysis of Biomass-Based Slurry under Entrained-Flow Gasification Conditions. *Energy & Fuels,* 2016, **30**(8), 6448-6457.

[8] Morgano, M.T., Leibold, H., Richter, F., Seifert, H. Screw pyrolysis with integrated sequential hot gas filtration. *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis,* 2015, **113**, 216-224.

[9] Levenspiel, O. The chemical reactor omnibook: Oregon State University Book Stores, Inc, 1989.

[10] Taylor, H.S. Fourth report of the committee on contact catalysis. *The Journal of Physical Chemistry,* 1926, **30**(2), 145-171.

[11] Laine, N.R., Vastola, F.J., Walker Jr, P.L. The importance of active surface area in the carbon-oxygen reaction. *The Journal of Physical Chemistry,* 1963, **67**(10), 2030-2034.

[12] Radovic, L.R., Steczko, K., Walker, P.L., Jenkins, R.G. Combined effects of inorganic constituents and pyrolysis conditions on the gasification reactivity of coal chars. *Fuel Processing Technology,* 1985, **10**(3), 311-326.

[13] Radovi , L.R., Walker, P.L., Jenkins, R.G. Importance of carbon active sites in the gasification of coal chars. *Fuel,* 1983, **62**(7), 849-856.

[14] Lizzio, A., Radovic, L.R. Temperature-Programmed Desorption Studies of Coal Char Gasification. *Prepr. Pap.(Am. Chem. Soc., Div. Fuel Chem.),* 1989, 102-111.

[15] Klose, W., Wölki, M. On the intrinsic reaction rate of biomass char gasification with carbon dioxide and steam. *Fuel,* 2005, **84**(7), 885-892.

[16] Septien, S., Valin, S., Dupont, C., Peyrot, M., Salvador, S. Effect of particle size and temperature on woody biomass fast pyrolysis at high temperature (1000–1400°C). *Fuel,* 2012, **97**, 202-210.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Characterization of near-wall flows in a SI engine using high-speed PIV and high-resolution PIV/PTV.

Carl-Philipp Ding[*], Dr. **Antoine Renaud**, **Rene Honza**,
Prof. Dr. **Andreas Dreizler**, Fachgebiet für Reaktive Strömungen und Messtechnik, Technische Universität Darmstadt,
Jovanka-Bontschits-Str. 2, 64287 Darmstadt, Deutschland
Dr. **Benjamin Böhm**, Fachgebiet für Energie- und Kraftwerkstechnik, Technische Universität Darmstadt, Jovanka-Bontschits-Str. 2,
64287 Darmstadt, Deutschland
[*]Autor für Korrespondenz:
Carl-Philipp Ding, E-Mail: ding@rsm.tu-darmstadt.de,
Telefon: +49 6151 16-28907, Fax: +49 6151 16-28900

Kurzfassung

Die Strömung in Kolbenwandnähe eines Ottomotors werden für zwei Drehzahlen und Einlassdrücke untersucht. Es zeigt sich, dass die globale Tumble-Strömung eine turbulente Grenzschicht erzeugt, deren Eigenschaften stark von Dichteänderungen während des Kompressionstaktes abhängen. Die Qualität der Daten ermöglicht zukünftige Modellvergleiche und -entwicklungen.

Abstract

The flow near the piston surface of an IC engine is studied for two engine speeds and two intake pressures. It is shown that the global tumble motion generates a turbulent boundary layer whose properties strongly depend on the density changes during the compression stroke. The quality of the data provides new opportunities for model comparisons and development.

1. Introduction

To reduce pollutant emissions and increase fuel economy, the current trend in IC engines is towards downsizing where smaller cylinders are used in combination with supercharging. This increases the surface to volume ratio of the combustion chamber, such that wall effects gain importance. Mass, momentum and heat transfer processes in the wall boundary layer impacts heat loss [1, 2] and, in case of compression ignition engines, ignition timing [3]. The first efforts focused on using theoretical or empirical models to provide spatially-averaged heat transfer coefficients [4-6] but with the progress of measurement techniques and the

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

development of numerical simulations, more detailed insights can be obtained. However, before focusing on heat transfer, it is necessary to ensure that the turbulent velocity boundary layer is well described.

In numerical simulations, both for LES and RANS, wall models are extensively used as the grid requirements to properly resolve the boundary layer are too high for general studies [7-10]. These models are well established and are based on canonical configurations, thoroughly studied at laboratory scales [11,12]. Recently, DNS as well as experiments have shown that the behavior of the boundary layers in IC engines is not necessarily close to what is expected from the models [13-16]. Therefore, further experiments on these boundary layers are needed in order to assess the discrepancy with the existing models and to provide a database suitable for the development of improved engine specific models.

Because of constraints imposed by the optical access, the near wall region in IC engines is difficult to probe. The first studies were performed using LDV near a specially-shaped piston head or near the cylinder wall [17-19]. Hall and Bracco [17] showed that the boundary layers in IC engines were quite thin as their first measurement point at 500 µm from the wall corresponded to more than 90% of the bulk flow velocity. Foster and Witze [18] obtained velocity data up to 60 µm from the cylinder head and showed that, depending on the presence of a strong swirl, the boundary layer thickness could fall below 200 µm.

Because of these strong resolution requirements, further advances came with the development of micro PIV. Alharbi and Sick [13] obtained a spatial resolution of 45 µm using a PIV/PTV algorithm on measurements obtained during the compression and expansion stroke of a motored engine. The data is obtained at the center of the pent-roof shaped cylinder head where the boundary layer is resolved and sub-millimeter vortical structures can be seen interacting with it. Using a sum-of-correlation method, Jainski et al. [14] studied the boundary layer at the same position with a resolution of 50 µm. They focused on the compression phase for three different engine speeds and provided comparisons with the viscous and log layers predicted by the commonly used law-of-the-wall. Depending on the crank angle, the velocities were either under or over predicted by the model and for higher engine speeds, the viscous layer of the boundary layer became too thin to be properly resolved by the measurements.

In the present study, the flow field is studied close to the piston instead of the cylinder head. For the study of the bulk flow, time resolved measurements are post-processed using a PIV algorithm. Information on the boundary layer is obtained with a high resolution setup whose results are post-processed using a PIV/PTV technique. Using a different binning for the averaging of the PTV data in the wall-parallel and wall-normal direction, phase average

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

velocity information can be obtained as close as 15 µm from the piston surface. This provides a good spatial resolution of the boundary layer down to its viscous region closest to the wall, even for an engine speed up to 1500 rpm, which enables to study the effect of varying operating conditions.

2. Experimental Setup

The engine under investigation is a single cylinder direct injection spark ignition (DISI) engine equipped with four valves and pent-roof cylinder head geometry. It is embedded in a test rig facility that enables stable and repeatable operating conditions. A detailed description of the test rig facility is given in [20]. Engine parameters can be found in Table 1.

Table 1: Engine parameters and boundary conditions.

Bore / stroke	86 / 86 mm
Displacement volume	499 cm³
Geometric compression ratio	8.7
Intake valve open / close	326 / -126°CA aTDC
Exhaust valve open / close	106 / -346°CA aTDC
Intake / coolant temperature	22 / 60°C

Four operating conditions were studied. The intake pressure was changed between 0.95 bar and 0.40 bar and engine speed was varied between 800 rpm and 1500 rpm as listed in Table 2.

Table 2: Operating cases.

	Intake Pressure	
Engine speed	0.95 bar	0.40 bar
800 rpm	A	B
1500 rpm	C	D

Figure 1 shows the experimental setup. A high speed Nd:YAG laser (Edgewave Innoslab) was used to illuminate the region of interest. The laser sheet was expanded using a cylindrical lens (f=−50 mm) and focused with a cylindrical lens (f=500 mm) to achieve a thin laser sheet (40 µm FWHM, 90 µm $1/e^2$) within the measurement volume. The laser was guided with the piston mirror into the cylinder to illuminate the silicone oil droplets (Dow Corning 510 Fluid 50 cST) that were added to the intake air flow 1.5 m upstream the intake

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

port. The aerosol generator (Palas AGF 10.0) generated droplets with an average particle size of 0.5 µm. The Mie scattered light was recorded with two cameras. At one side of the engine, a high speed camera (LaVision Phantom v711 equipped with Sigma 105 mm 1:2.8 DG Macro lens) recorded the development of the flow field up to the crank angle at which the camera on the other side (LaVision Imager sCMOS equipped with Sigma APO Macro 180 mm 1:3.5) recorded the flow field close to the piston surface with high spatial resolution. The high resolution (HR) camera was used under a 5° Scheimpflug angle to increase the Mie scattering signal close to the piston surface. The pixel resolution of the HR camera was (5.6 µm/pxl)^2. To achieve a good optical resolution the astigmatism induced by the cylinder glass curvature was corrected by cylindrical lenses in front of the cameras. The cameras and focus lens were adjusted to the piston position for each recorded crank angle degree. The cameras and laser were synchronized to the crank shaft encoder using a high speed controller (LaVision).

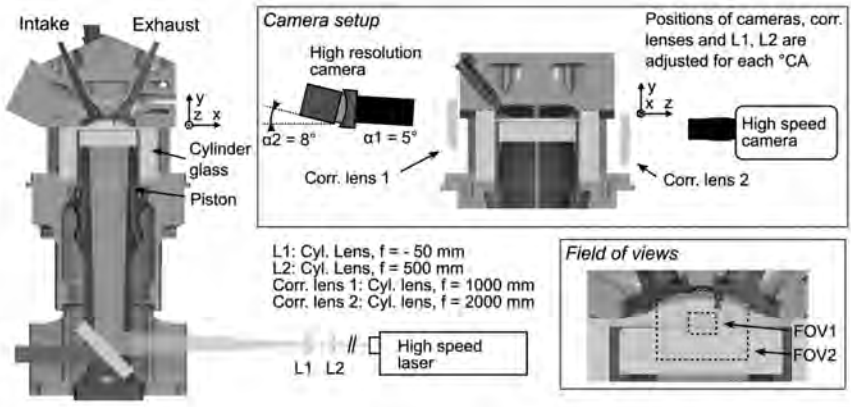


Fig. 1: Experimental setup.

The HR camera took images from −45°CA to −15°CA every −15°CA relative to compression top dead center (aTDC). The high speed camera recorded the flow field starting 30°CA before the HR image up to the crank angle degree where the HR recording started. For each crank angle 250 engine cycles were recorded.

The raw images were processed using Davis 8.3 (LaVision). For the time resolved data a PIV processing was conducted with decreasing window size, 75 % overlap and a final interrogation window size of 32x32 pxl^2 (1.38x1.38 mm^2). The high resolution images (Figure 2) were processed using a minimum intensity subtraction, a sliding background subtraction

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

and a particle image velocimetry (PIV) processing followed by a particle tracking velocimetry (PTV) processing. This resulted in an average vector spacing of 60 µm. To evaluate the velocities relative to the piston, the piston surface position was determined based on the raw images using the particle reflection at the piston glass.

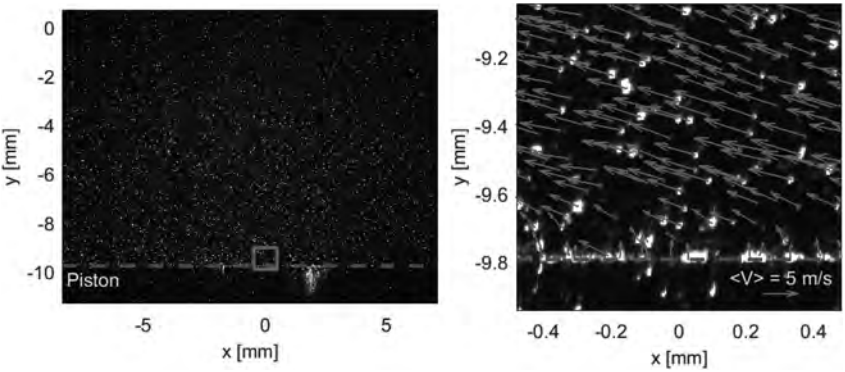


Fig. 2: Raw image and PIV/PTV processed velocities of an exemplary HR recording.

3. Results

3.1. Reference Case

As discussed in section 2, the present study is based on four different operating conditions. The reference condition is case A, corresponding to an engine speed of 800 rpm and an intake pressure of 0.95 bar. Figure 3 presents instantaneous and phase averaged velocity fields obtained with the high speed and high resolution setups at −30°CA.

The large field-of-view associated with the high speed measurements allows to observe the flow field in the cylinder in regions from the spark plug to the piston for about half of the piston diameter. The large scale flow behavior is already visible on the selected instantaneous image of Fig. 3 and corresponds to a global clockwise tumble motion. The tumble flow is generated during the intake stroke, when the intake air is sucked in by the piston and the main flow is redirected at the piston surface in negative x-direction. This general flow structure is confirmed by the average image which presents higher velocities near the piston wall. It is interesting to observe that this high average velocity region is associated with low standard deviation values compared to the rest of the flow. This effect may be attributed to the proximity of the piston wall which prevents turbulence and cycle-to-cycle variations to develop in the same intensity as for the bulk flow region. Close to the

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

piston the flow velocity presents a standard deviation around one third of the average value, on the contrary to the rest of the field-of-view where the standard deviation is higher than the average value, indicating a strong cycle-to-cycle fluctuation of the flow field. The low fluctuations in the near-wall region are of particular interest for the study of the boundary layer as one can then expect the phase average flow field to be a good predictor of the flow in this region.

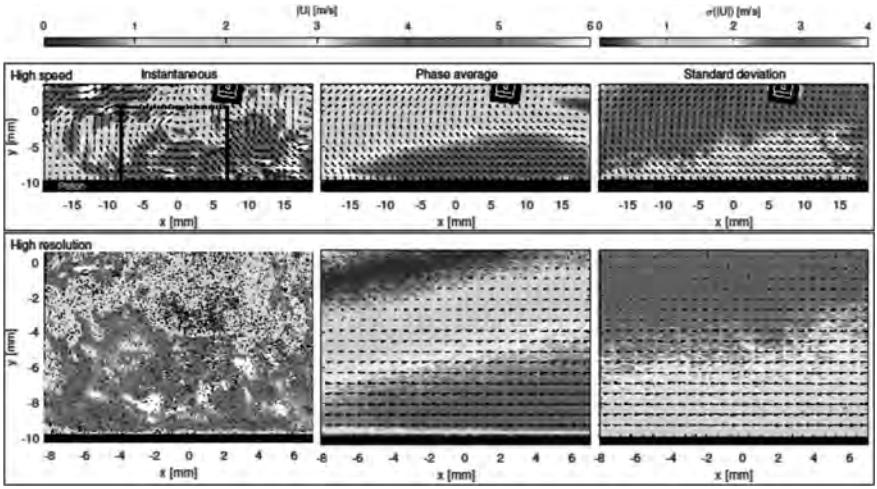


Fig. 3: Instantaneous (left), phase average (center) and standard deviation (right) velocity fields obtained from the high speed PIV (top) and high resolution PTV (bottom) measurements. For the high speed data, every 3rd vector is shown. For the statistics in the high resolution case, the data is resampled onto a grid (Δx=200 µm, Δy=15 µm) and vectors are shown every 600 µm. In the phase average high resolution field (bottom center), the piston velocity is subtracted to highlight the boundary layer close to the piston surface.

The field-of-view spanned by the high resolution recordings is shown by the dashed rectangle in the instantaneous high speed flow field image. Focus is put on a region near the center of the piston and the data is processed by a PIV/PTV algorithm, as explained in section 2. Instantaneous vectors are shown at the bottom left of Fig. 3. The average distance between two vectors is 60 µm which indicates that a PIV/PTV processing can yield a high density of data for high resolution measurements. In the high resolution instantaneous flow

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

field, the same structures as in the high speed flow field can easily be identified despite the change in recording and processing methods. Additional information can however be obtained near the piston where the high resolution velocity field shows a decrease in magnitude associated with the presence of the boundary layer.

PTV data are by essence scattered and it is required to resample them on a common grid to compute statistical quantities. Since the objective of this study is the boundary layer near the piston wall, the steps of the resampling grid are different in x- and y-direction. The grid step in y-direction, Δy, corresponds to 15 µm for a fine discretization of the boundary layer. In order to keep enough data for reliable statistics, it is necessary to increase the grid step in x-direction, Δx, up to 200 µm. This is reasonable in the present case as one can observe in the phase average high resolution image that the velocity variations along the x-direction occur at larger scales.

In the high resolution phase average image, the piston velocity is subtracted to highlight the shape of the flow with respect to the piston wall. In this piston reference frame, the flow is parallel to the wall and the boundary layer is easily visible. This directed flow behavior close to the piston surface is an obvious starting point for an analysis of the boundary layer and a comparison with models that have been developed from generic flow settings.

3.2. Boundary Layer Study

As highlighted previously, the high resolution measurements provide interesting properties for the study of the boundary layer near the piston wall using phase average velocity data. Because of the limited changes in the velocity fields along the x-direction, focus is put on the x=0 µm profile at the center of the piston. The y-coordinate is changed to have its origin at the piston wall and called y_w and, based on the resampling grid previously described, data points are obtained every 15 µm in this direction. In order to avoid carrying a minus sign and ease comparisons with existing data and models, the absolute value of the horizontal velocity is used for the remaining part of this paper.

Figure 4 presents the velocity profiles for the reference case A for four different crank angles during the end of the compression stroke between −60°CA and −15°CA. To represent the precision of the results, 95% confidence intervals for the mean based on Student's t-distribution are computed and shown for every fifth data point.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

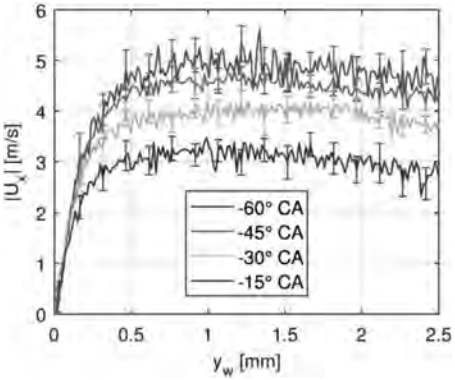


Fig. 4: Horizontal average velocity profiles near the piston wall for case A at x=0 mm. The error bars are shown for every 5th data point and represent the 95% confidence interval of the mean.

All the velocity profiles show the typical shape of turbulent boundary layers with a strong increase of the velocity close to the wall until it reaches a stable value before 1 mm. The beginning of this sharp increase close to the wall is linear, indicating the existence of a viscous layer. Further away from the wall, the horizontal velocity values reach a plateau before slowly decreasing. This effect can be attributed to the large scale tumble motion already highlighted in Fig. 3 but does not strongly impact the boundary layer. When comparing the curves, it can be observed that the velocity decreases as compression progresses which is a common behavior in IC engines. Despite this strong decrease of the velocity magnitude, the velocity gradient at the wall and the boundary layer thickness do not change as much. This is probably due to the competition between the decrease of velocity and the increase in density due to compression which have opposite effects on the boundary layer thickness [12].

In order to compare the different operating conditions, the horizontal velocity profiles at x=0 mm are extracted for all cases. They are reported in Fig. 5 for the four studied crank angles between −60°CA and −15°CA.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

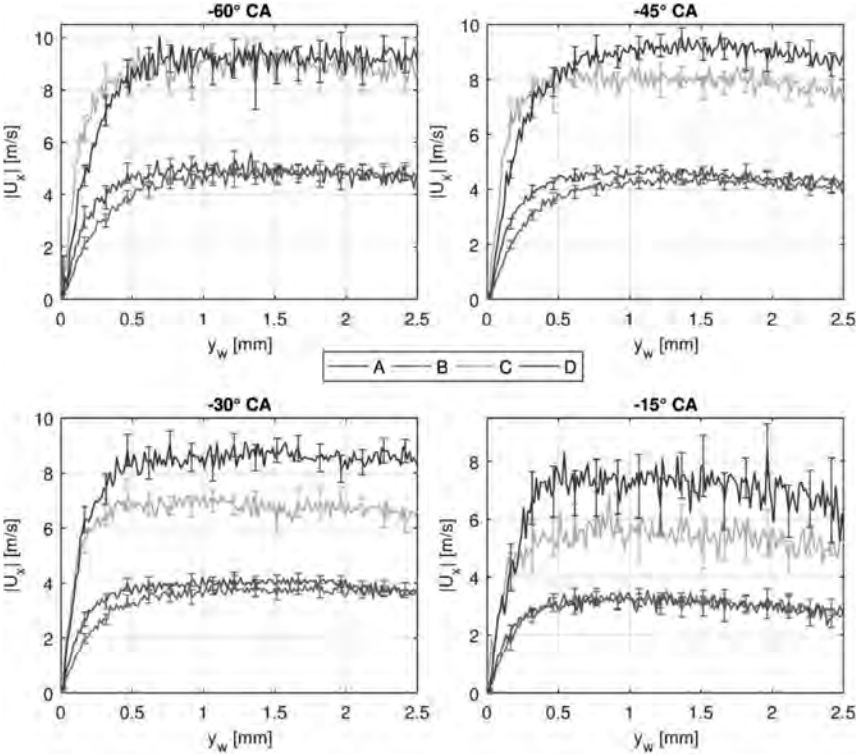


Fig. 5: Horizontal average velocity profiles at x=0 mm for all recorded operating points and crank angle degrees. The error bars are shown for every 5th data point and represent the 95% confidence interval for the mean.

It first appears that the velocity profiles are very similar to those from Fig. 4 with their shape combining a steep increase from 0 at the wall and a plateau before the slow decrease due to the tumble motion. This tendency indicates that changes in operating conditions do not qualitatively impact the flow near the wall. Similarly, the decreasing tendency of the velocity with the crank angle is kept. One can however notice that for −15°CA, the uncertainty of the measurements is increased, especially for cases C and D at 1500 rpm. This loss of precision is a combination of two phenomena: the standard deviation of the measurements increases and the number of valid vectors decreases.

Analyzing the effect of operating conditions, the first obvious observation is that cases A and B at 800 rpm are clearly separated from cases C and D at 1500 rpm and the velocity ratio

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

between these two groups is close to the ratio of engine speeds. Focusing first on cases A and B, one can see that the profiles are almost the same, especially further away from the wall but the slope at the wall is less steep for case B. Since this case corresponds to a reduction of the intake pressure compared to case A, the weaker slope probably comes from the lower density in case B. Looking at C and D (1500 rpm) at −60°CA, a similar tendency as for cases A and B can be drawn with the same velocity and a lower slope for case D with the lower intake pressure. Nevertheless, this observation does not stand for the other crank angles where it can be seen that the velocities are higher for case D than for case C while the slopes at the wall become similar. Explanations for this phenomenon are still to be determined and might possibly involve a lower dissipation of the velocity in case D.

4. Conclusion

Velocity measurements near the piston surface are carried out in an IC engine under motored conditions. Four different operating conditions with two engine speeds (800 and 1500 rpm) and two intake pressures (0.95 bar and 0.4 bar) are compared. High speed PIV measurements show that the in-cylinder flow is dominated by a tumble motion. This large scale structure provides an average flow field parallel to the piston wall. The boundary layer is investigated using high resolution measurements post-processed with a PIV/PTV algorithm and a rectangular resampling to obtain phase averaged vectors with 15 µm spacing in wall normal direction.

The boundary layer at the piston wall is studied at the center of the cylinder and the velocity profile shows a shape typical for turbulent flows. The maximum velocity decreases as the compression increases but no strong differences in the velocity gradient at the wall are observed. When comparing operating conditions, it is shown that the velocity scales relatively well with engine speed. For 800 rpm, the velocity profiles are almost identical except very close to the wall where the velocity gradient is lower for the lower intake pressure. At 1500 rpm however, the velocity profiles differ further from the wall with a higher maximum velocity for the lower intake pressure. This difference remains yet to be understood.

The measurement campaign carried out for this study provides a large database to study the near-wall flow close to the piston and several ways of using this database are feasible. By combining the results of the high speed and high resolution data, it is for example possible to condition the velocity fields to reduce the impact of cycle-to-cycle variations and study their impact on the boundary layer model fit. These measurements are furthermore a first step towards a detailed characterization of flame-wall interactions in future measurements.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

5. Acknowledgments

We greatly acknowledge the financial support of Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) through SFB/Transregio 150.

[1] J. B. Heywood, Internal combustion engine fundamentals. McGraw-Hill Higher Education, 1988.

[2] G. Borman and K. Nishiwaki, ‘‘Internal-combustion engine heat transfer,’’ Progress in Energy and Combustion Science, vol. 13, no. 1, pp. 1--46, 1987.

[3] J. E. Dec, ‘‘Advanced compression-ignition engines--understanding the incylinder processes,’’ Proceedings of the Combustion Institute, vol. 32, no. 2 , pp. 2727--2742, 2009.

[4] W. J. D. Annand, ‘‘Heat transfer in the cylinders of reciprocating internal combustion engines,’’ Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 1847-1982 (vols 1-196), vol. 177, no. 1963, pp. 973--996, 1963.

[5] G. Woschni, ‘‘A universally applicable equation for the instantaneous heat transfer coefficient in the internal combustion engine,’’ in National Fuels and Lubricants, Powerplants, Transportation Meetings, SAE Technical Paper Series, 1967.

[6] B. Lawton, ‘‘Effect of compression and expansion on instantaneous heat transfer in reciprocating internal combustion engines,’’ Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Power and Process Engineering 1983-1988 (vols 197-202), vol. 201, no. 31, pp. 175--186, 1987.

[7] Z. Han and R. D. Reitz, ‘‘A temperature wall function formulation for variabledensity turbulent flows with application to engine convective heat transfer modeling,’’ International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 40, no. 3, pp. 613-625, 1997.

[8] O. Vermorel, S. Richard, O. Colin, C. Angelberger, A. Benkenida, and D. Veynante, ‘‘Towards the understanding of cyclic variability in a spark ignited engine using multi-cycle les,’’ Combustion and Flame, vol. 156, no. 8, pp. 1525--1541 , 2009.

[9] C. J. Rutland, ‘‘Large-eddy simulations for internal combustion engines -- a review,’’ International Journal of Engine Research, vol. 12, no. 5, pp. 421--451, 2011.

[10] K. Liu, D. C. Haworth, X. Yang, and V. Gopalakrishnan, ‘‘Large-eddy simulation of motored flow in a two-valve piston engine: Pod analysis and cycle-to-cycle variations,’’ Flow, Turbulence and Combustion, vol. 91, no. 2, pp. 373--403, 2013.

[11] W. P. Jones and B. E. Launder, ‘‘The calculation of low-reynolds-number phenomena with a two-equation model of turbulence,’’ International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 16, no. 6, pp. 1119--1130, 1973.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[12] H. Schlichting and J. Kestin, Boundary-layer theory. McGraw-Hill series in mechanical engineering, New York and London: McGraw-Hill, 7th ed. ed., 1979.

[13] A. Y. Alharbi and V. Sick, ‘‘Investigation of boundary layers in internal combustion engines using a hybrid algorithm of high speed micro-piv and ptv,’’ Experiments in Fluids, vol. 49, no. 4, pp. 949--959, 2010.

[14] C. Jainski, L. Lu, A. Dreizler, and V. Sick, ‘‘High-speed micro particle image velocimetry studies of boundary-layer flows in a direct-injection engine,’’ International Journal of Engine Research, vol. 14, no. 3, pp. 247--259, 2013.

[15] M. Schmitt, C. E. Frouzakis, Y. M. Wright, A. G. Tomboulides, and K. Boulouchos, ‘‘Direct numerical simulation of the compression stroke under enginerelevant conditions: Evolution of the velocity and thermal boundary layers,’’ International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 91, pp. 948--960, 2015.

[16] P. C. Ma, T. Ewan, C. Jainski, L. Lu, A. Dreizler, V. Sick, and M. Ihme, ‘‘Development and analysis of wall models for internal combustion engine simulations using high-speed micro-piv measurements,’’ Flow, Turbulence and Combustion, vol. 98, no. 1, pp. 283--309, 2017.

[17] M. J. Hall and F. V. Bracco, ‘‘Cycle-resolved velocity and turbulence measurements near the cylinder wall of a firing s.i. engine,’’ in 1986 SAE International Fall Fuels and Lubricants Meeting and Exhibition, SAE Technical Paper Series, 1986.

[18] D. E. Foster and P. O. Witze, ‘‘Velocity measurements in the wall boundary layer of a spark-ignited research engine,’’ in 1987 SAE International Fall Fuels and Lubricants Meeting and Exhibition, SAE Technical Paper Series, 1987.

[19] P. H. Pierce, J. B. Ghandhi, and J. K. Martin, ‘‘Near-wall velocity characteristics in valved and ported motored engines,’’ in International Congress & Exposition, SAE Technical Paper Series, 1992.

[20] E. Baum, B. Peterson, B. Böhm, and A. Dreizler, ‘‘On the validation of les applied to internal combustion engine flows: Part 1: Comprehensive experimental database,’’ Flow, Turbulence and Combustion, vol. 92, no. 1-2, pp. 269--297, 2014.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Untersuchung der Rußbildung und Rußoxidation für Ethanol - Benzingemische in einem Transparentmotor

Matthias Koegl, Bernhard Hofbeck, Stefan Will, Lars Zigan*,
Lehrstuhl für Technische Thermodynamik (LTT) und Erlangen Graduate School in Advanced Optical Technologies (SAOT), Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg,
Am Weichselgarten 8, D-91058 Erlangen, Germany,
*E-Mail**: lars.zigan@fau.de**

Kurzfassung

Die vorliegende Studie untersucht die Rußbildung und die anschließende Oxidation von Ethanol-Benzin-Gemischen in einem direkteinspritzenden Benzinmotor mit variabler Abgasrückführung (AGR). Es wurde ein Teillast-Betriebspunkt mit früher Einspritzung und Kolbenbenetzung untersucht, was zu einem stark rußendem „Pool-Fire“ führt. Hierzu wurde eine kombinierte High-Speed-Messtechnik angewendet, die simultan das Rußleuchten als auch die volumetrische Extinktion erfasst. Als Benzinersatz kommt ein Isooktan-Toluol-Gemisch (TolIso) zum Einsatz. Die mit der Extinktionstechnik detektierten Rußvolumenbrüche von E20 (80 Vol.-% TolIso, 20 Vol.-% Ethanol) liegen erheblich über der vom Basiskraftstoff TolIso. Dies lässt sich u.a. auf die hohe Verdampfungsenthalpie von Ethanol zurückführen, was die Verdampfung limitiert. Eine Erhöhung der AGR-Rate führt bei TolIso zu einer Erhöhung der Rußvolumenbrüche, während bei E20 eine Abnahme festgestellt wurde.

Einleitung

Die Verwendung von Biokraftstoffen in modernen Motoranwendungen kann einen entscheidenden Beitrag zur Erreichung künftiger CO_2-Emissionsgrenzwerte liefern. Die Spraybildung und der Verbrennungsvorgang moderner direkteinspritzender Benzinmotoren (DISI – Direct Injection Spark Ignition) sind sehr komplex, was zu einem erhöhten Partikelausstoß im Vergleich zu der konventionellen Saugrohreinspritzung führt [1]. Vorausgegangene Studien haben gezeigt, dass eine Ethanolzumischung zu Benzin normalerweise zu einer reduzierten Rußbildung in DISI-Motoren führt [2]. Bei bestimmten Betriebspunkten kann eine Ethanolzumischung jedoch die Rußbildung verstärken [3]. Weiterführende Experimente sind somit notwendig, um die Rußbildung von Ethanol-Benzin-Gemischen näher zu beleuchten. In der vorliegenden Studie wird die Rußbildung und Oxidation unter Teillastbedingungen und „Pool Fire“ in einem optisch zugänglichen Motors

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

untersucht. Hierzu wird eine neuartige volumetrische High-Speed Extinktionsmesstechnik angewendet. Als Benzinersatz kommt TolIso (65 Vol.-% Isooktan, 35 Vol.% Toluol) und E20 (80 vol.% TolIso, 20 vol.% Ethanol) zum Einsatz. Dieser Ersatzkraftstoff zeigte in vorherigen Studien eine ähnliche Rußbildung wie ein realistischer Mehrkomponentenkraftstoff. Reines Isooktan spiegelt aufgrund der fehlenden Aromaten nicht die rußende Verbrennung von realem Mehrkomponenten-Benzin wieder [3]. Der Einfluss der Abgasrückführung auf die Rußbildung als auch auf die Oxidation wird ebenfalls näher untersucht. Für diesen Zweck wurden AGR-Raten von 0%, 5% und 10% verwendet.

Messtechnik

Die volumetrische Extinktionsmesstechnik basiert auf der Abschwächung von gerichteten Lichtstrahlen. Die Lichttransmission τ (transmittierte Intensität *I* /eingestrahlte Intensität I_0) kann mit dem Beer'schen Gesetz wie folgt beschrieben werden [4]:

$$\tau = \frac{I}{I_0} = \exp\left(-\int_0^{L_{LEM}} k dx \right) = \exp\left(-KL_{LEM}\right) . \quad (1)$$

Dabei entspricht L_{LEM} der Pfadlänge im Probevolumen, k ist der Abschwächungskoeffizient an der Stelle x des Strahlenpfads und K ist der mittlere Abschwächungskoeffizient. Dieser kann wie folgt berechnet werden:

$$K = \frac{1}{L_{LEM}} \cdot \int_0^{L_{LEM}} k dx . \quad (2)$$

Der mittlere Abschwächungskoeffizient KL_{LEM} kann mit der gemessenen Transmission τ wie folgt ermittelt werden [4]:

$$KL_{LEM} = -\ln(\tau) = -\ln(I / I_0) . \quad (3)$$

Für die Berechnung des Strahlengangs innerhalb des Glaszylinders wurde die Änderung des Brechungsindexes des Gases durch Wärmefreisetzung und Druckänderungen vernachlässigt. Der Rußvolumenbruch kann mittels der Rayleigh-Debye-Gans Theorie für kleine Partikel bestimmt werden zu [5]

$$fv = \frac{\lambda \cdot K}{k_e} , \quad (4)$$

mit fv als Rußvolumenbruch, λ als Wellenlänge der verwendeten Lichtquelle und k_e als dimensionsloser optische Abschwächungskoeffizient. k_e hängt sowohl von der Partikelgröße, der Morphologie als auch vom komplexen Brechungsindex ab, welcher abhängig ist vom Kraftstoff, der Umgebungstemperatur und dem Druck. Pickett et al. [5] lieferte mit seinen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Untersuchungen Werte für k_e bei dieselrelevanten Betriebspunkten und Williams et al. [6] bestimmte k_e für laminare Diffusionsflammen. Für die Dieselverbrennung wird gewöhnlich k_e=7.8 verwendet [5, 6]. Die Morphologie des Rußes aus der Diesel- und der Benzinverbrennung unterscheiden sich stark aufgrund der unterschiedlichen Flammentypen. Die hauptsächlich vorgemischte Verbrennung unter DISI-Bedingungen führt zu einer Primärpartikelgrößenverteilung im Bereich von 10 – 100 nm [7, 8]. Für die hauptsächlich diffusive Verbrennung in Dieselmotoren wird eine wesentlich kleinere Primär-partikelgrößenverteilung genannt, diese ist im Bereich von 19 – 35 nm [9, 10]. Trotz der unterschiedlichen Partikelgrößenverteilungen fand Barone et al. [8] heraus, dass die fraktale Morphologie von Diesel- und Benzinruß ähnlich ist. Aufgrund der fehlenden k_e–Daten für die verwendeten Betriebspunkte und Kraftstoffe wurde ein konstantes k_e von 7.8 angenommen.

Experimenteller Aufbau

Die durchgeführten Messungen wurden an einem modernen optisch zugänglichen Einzylinder-Motor durchgeführt. Der Motor basiert auf einem modifizierten BMW/PSA Serienmotor mit 4 Ventilen pro Zylinder. Der Motor ist mit einem vollvariablen Ventiltrieb ausgestattet und weist eine seitliche Injektorlage auf. Die Glaslaufbuchse ermöglicht einen optischen Zugang zur Zündkerze. Die technischen Daten des Transparentmotors sind in Tabelle 1 aufgeführt.

Tabelle 1: Technische Daten des Transparentmotors

Anzahl der Zylinder/Ventile	1/4
Hubraum (l)	0,399
Drehzahl (1/min)	1.500
Hub/Bohrung (mm)	85 /77
Effektives Kompressionsverhältnis	9,5
Injektortyp	Piezo-Injektor, 7-Loch
Einspritzsystem	common rail

Der Motor wurde mit einem künstlichen Abgasrückführungssystem ausgestattet. Um reales Abgas möglichst genau zu simulieren, wurde BIOGON C20 (20% CO_2, 80% N_2) verwendet, da es eine ähnliche Wärmekapazität wie reales Abgas aufweist. Es wurde getrocknete Druckluft genutzt, um eine Kondensation des in der Luft gelösten Wassers im Motor zu verhindern. Eine Auskondensation würde ebenfalls zu einer Signalabschwächung führen und einen Messfehler bei der Rußdetektion verursachen. Das synthetische Restgas wurde in einer Vormischstrecke zugegeben, um eine gute Homogenisierung mit der Frischluft zu

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

erreichen. Der notwendige AGR-Massenstrom wurde über zwei Sauerstoffsensoren in der Ansaugstrecke als auch dem Abgaskanal bestimmt. Die interne Abgasrückführung durch den variablen Ventiltrieb wurde deaktiviert. Der untersuchte Betriebspunkt entspricht einem Teillastpunkt mit einem frühen Einspritzzeitpunkt, was zu einer Kolbenbenetzung führt. Der Motor (Zylinderkopf, Laufbuchse und Schmieröl) wurde auf 333 K konditioniert. Die Temperatur des Kraftstoffs und der trockenen Ansaugluft wurde auf 293 K konstant gehalten. Der Einspritzdruck betrug 8 MPa. Die Luftzahl wurde für alle Messungen konstant bei λ=0,8 gehalten. Die Motorbetriebsbedingungen sind in Tabelle 2 dargestellt.

Tabelle 2**:** Motorbetriebsbedingungen

Drehzahl (1/min)	1.500
Ansaugluftemperatur (K)	293
Einlassdruck (MPa)	0,1
Kraftstoffdruck (MPa)	8
Einspritzbeginn (°KW vZOT)	220
Zündzeitpunkt (°KW vZOT)	28
Einlassventilhub (mm)	9
Luftzahl »	0,8

Für das simultane Erfassen des Rußleuchtens und des Extinktionssignals wurde eine High-Speed CMOS Kamera des Typs Phantom 1210 des Herstellers Vision Research verwendet. Diese war mit einem NIKKOR 135 mm Objektiv und einem Bildstereoskop ausgestattet (vgl. Bild 1).

Bild 1: Experimenteller Aufbau (Abstand Kamera-Zylinder ist verkürzt dargestellt)

Das Bildstereoskop ermöglicht durch eine Aufteilung des Chips und entsprechende Filter die Detektion zweier unterschiedlicher Wellenlängen. Für das Rußleuchten kam ein Longpass 650 nm (OD4) und für die Extinktion ein 400 nm Bandpass-Filter (FWHM 25 nm) zum Einsatz. Die gewählte Aufnahmefrequenz der Kamera lag bei 9.000 Hz, was einem Bild pro

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Grad Kurbelwinkel (°KW) entspricht. Die Belichtungszeit der Kamera betrug 35 µs, die Auflösung 1.280 x 640 pixel. Für die Verbrennung wurden 48 Einzelaufnahmen, für den Hintergrund 16 Einzelaufnahmen gemittelt. Ein selbstentwickeltes LED-Panel (108 W) wurde für die Extinktionsmessungen verwendet. Die Kernwellenlänge der verwendeten LEDs betrug 400 nm (FWHM 12 nm) bei einem Abstrahlwinkel von 120°. Eine diffusive Platte vor den einzelnen LEDs ermöglicht eine Homogenisierung der einzelnen Lichtquellen und ein großes Messvolumen (siehe Bild 2).

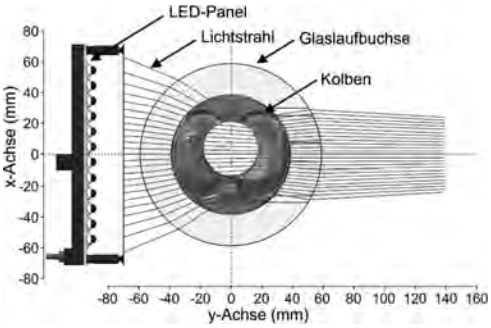


Bild 2: Berechnung des Strahlengangs durch die transparente Laufbuchse

In Bild 2 ist die Lichtausbreitung im Glaszylinder dargestellt. Die einzelnen Extinktionspfade der einzelnen Lichtstrahlen wurden mit Matlab ® berechnet. Der Schwerpunkt der vorliegenden Untersuchungen liegt auf der Rußentstehung und der Oxidation im Brennraum von benzinähnlichen Kraftstoffen (in dem Fall Tollso) und Ethanol-Mischungen. Die physikalischen und chemischen Eigenschaften der reinen Kraftstoffe sind in Tabelle 3 dargestellt. Ethanol weist im Vergleich zu den beiden anderen Reinstoffen die höchste Verdampfungsenthalpie und die höchste dynamische Viskosität auf. Ethanol besitzt jedoch die niedrigste Siedetemperatur und den niedrigsten Heizwert.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 3: Physikalische und chemische Stoffeigenschaften von Ethanol, Isooktan und Toluol bei 293 K, 0,1 MPa [11-14]

Eigenschaft	Einheit	Ethanol	Isooktan	Toluol
H/C - Verhältnis / O/C - Verhältnis	-	3 / 0,5	2.25 / -	1,14 / -
Siedepunkt	°C	78,0	99,2	110,7
Dichte	g/cm³	0,79	0,72	0,86
dyn. Viskosität @ 298 K	mPa·s	1,104	0,4718	0,59
Oberflächenspannung	N/m	0,0223	0,0187	0,0285
Verdampfungsenthalpie	kJ/kg	904	297	409,3
stoichiometrisches Luft-Brennstoff Verhältnis	kg/kg	9	15,2	13,6
unterer Heizwert	MJ/kg	26,8	44,3	40,9
ad. Flammentemperatur @ 298 K, » =1	K	2195	2266	2317

Ergebnisse

Zunächst werden die Messergebnisse der Extinktionsmessung validiert. Im Anschluss daran werden die quantifizierten Messergebnisse diskutiert.

Im Folgenden werden die Messergebnisse der Extinktionsmessung mit den Ergebnissen des Rußleuchtens verglichen. Hierzu sind Einzelschüsse des Russleuchtens als auch der Extinktion von E20 bei einer AGR-Rate von 10% in Bild 3 dargestellt. Aufgrund des limitierten zur Verfügung stehenden Einbauraumes für das LED-Panel ist das untersuchbare Volumen begrenzt. Des Weiteren kann die Region um die Zündkerze durch den beschränkten optischen Zugang nicht ausgeleuchtet werden. Anhand der Abbildung ist ersichtlich, dass das Rußleuchten bei 50 °KW höher ist als bei 65 °KW, bei 80 °KW verschwindet das Signal vollständig. Gleichzeitig wird bei 80 °KW und 280 °KW stets eine deutliche Extinktion detektiert. Dies weist auf eine hohe Rußpartikelkonzentration während des Expansions- und Ausschubtakts bei reduzierten Temperaturen hin.

Obwohl das Rußleuchten eine einfache und nützliche Messtechnik für die Rußbildung darstellt, ist sie nicht für eine quantitative Bestimmung der Rußkonzentration geeignet, da das Signal temperaturabhängig ist und die Technik daher bei späteren Zeitpunkten nicht mehr eingesetzt werden kann. Während der Rußbildung weisen die Rußpartikel eine sehr hohe Temperatur auf, diese nimmt durch die Expansion stetig ab. Dies führt zu einer Abnahme der Partikelstrahlung und verschiebt die Emissionsmaxima hin zu höheren Wellenlängen (außerhalb der Quanteneffizienz der Kamera). Das Extinktionssignal weist nicht diese hohe Temperaturabhängigkeit auf und eignet sich daher für eine Bestimmung der Rußbildung als auch der Oxidation zu späten Zeitpunkten während der Verbrennung.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

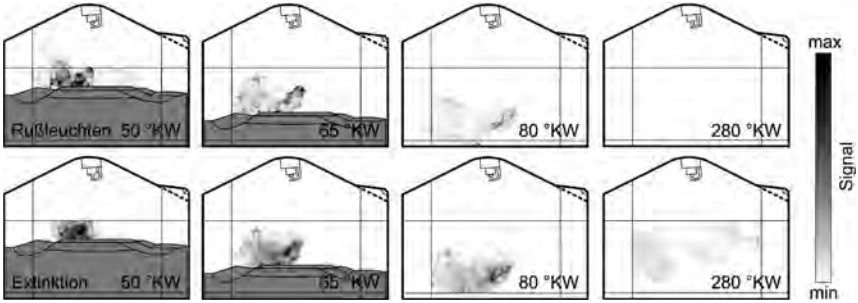


Bild 3: Einzelschussaufnahmen des Rußleuchtens und der Extinktion für E20 mit 10% AGR bei verschiedenen °KW

Für einen Vergleich der kraftstoffabhängigen Rußbildung ist eine Quantifizierung der Extinktion notwendig. Für diesen Zweck muss das untersuchte Volumen berücksichtigt werden. In Bild 4 sind die Volumina des Zylinders, des Rußleuchtens als auch der Extinktion dargestellt.

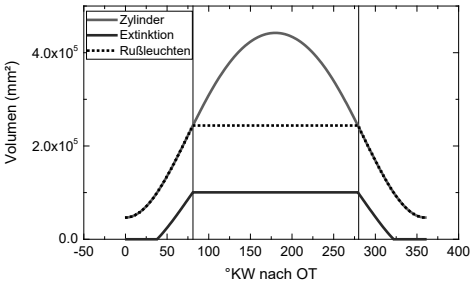


Bild 4: Volumen des Zylinders, detektierbares Volumen des Rußleuchtens und der Extinktion

Aus dem Graphen erweisen sich 80°KW (während der Expansion) und 280°KW (während des Ausschiebens) als geeignete Zeitpunkte für einen Vergleich, da dort das gesamte optisch zugängliche Extinktionsvolumen untersucht werden kann. Im Folgenden wird auf die Rußbildung und Oxidation im Brennraum in Abhängigkeit der AGR-Rate für TolIso und E20 eingegangen. Die mittleren Rußvolumenbrüche sind in Bild 5, die dazugehörigen KL-Kurven (aufsummiertes KL über alle Pixel) und die MFB-Kurven (Mass Fraction Burned, verbrannter Massenanteil) sind in Bild 6 dargestellt. Bei dem betrachten Betriebspunkt kommt es aufgrund der frühen Einspritzung zur Benetzung des Kolbens mit flüssigem Kraftstoff. Dies führt zu Flüssigkeitsverbrennung, was einen großen Einfluss auf die Rußentstehung hat. Das

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Pool Fire auf dem Kolben ist bei allen Kraftstoffen bei 80 °KW eindeutig ersichtlich. Bei 280 °KW hat sich der im Brennraum verbleibende Ruß nahezu homogen verteilt.

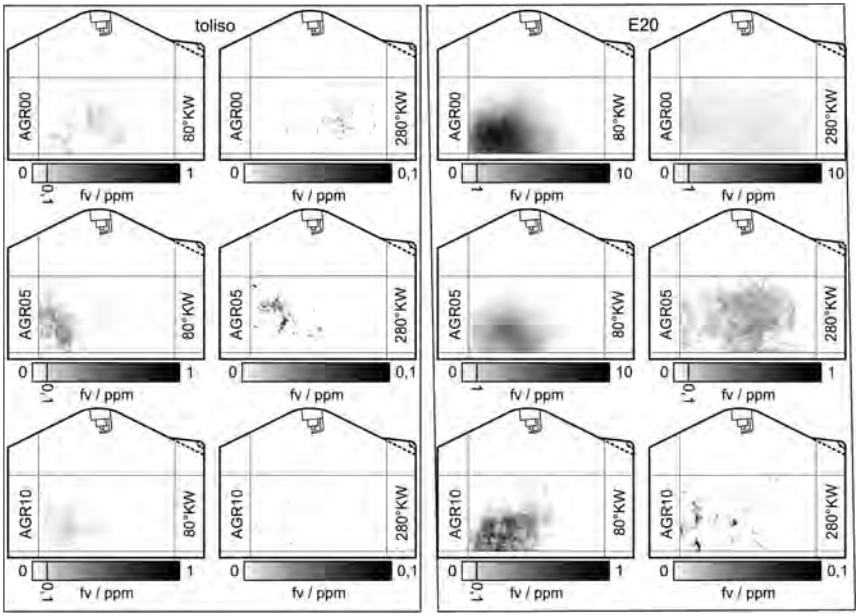


Bild 5: Gemittelter Rußvolumenbruch für TolIso und E20

TolIso ohne AGR zeigt eine schwache Rußbildung bei 80 °KW, bei 280 °KW ist nahezu der gesamte Ruß oxidiert. Dies zeigt auch die Extinktion, da sich diese auf Referenzniveau befindet.

Für eine AGR-Rate von 5 und 10 % wird anfangs eine größere Extinktion festgestellt, die anschließend stattfindende Oxidation führt zu einer Abnahme des Extinktionssignals. Während des Ausschiebens ist weiterhin eine Extinktion ersichtlich. Dies lässt auf eine unvollständige Oxidation des Rußes innerhalb des Zylinders schließen. Dieses Verhalten kann auf eine langsamere Gemischbildung aufgrund des vorhandenen Restgases zurückgeführt werden. Die niedrigere Verbrennungstemperatur und die relativ kurze Verweilzeit der Partikel im Zylinder verhindern bei Sauerstoffmangel eine vollständige Oxidation. Darüber hinaus kann die abnehmende Extinktion während des Expansionstaktes durch das zunehmende Volumen und daraus folgend auf die lokal abnehmende Partikelkonzentration zurückgeführt werden. Ein Anstieg der EGR-Rate führt zu einer reduzierten Brenngeschwindigkeit aufgrund der zunehmenden inerten Masse im Zylinder,

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

was auch in der verzögerten Verbrennung in den MFB-Kurven sichtbar wird. Der flache Anstieg am Ende der MFB- Kurven ist charakteristisch für das Auftreten von Pool Fires.

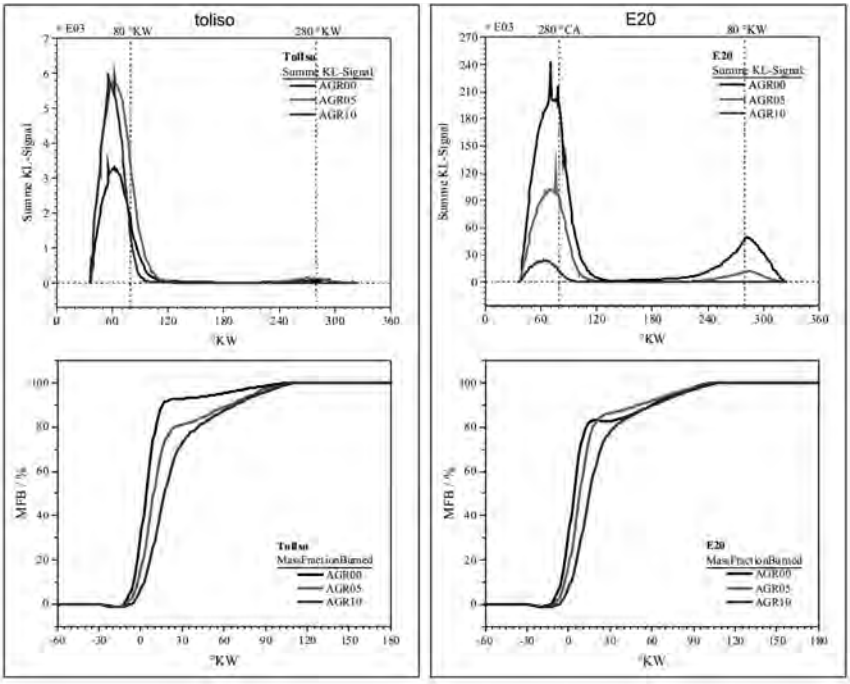


Bild 6: Extinktionssignal (Pixel-Summe) und Mass Fraction Burned (MFB) für TolIso und E20

E20 weist ein unterschiedliches Verhalten auf. E20 ohne AGR zeigt die größte Extinktion und somit eine erhöhte Rußbildung aufgrund der geänderten Verdampfung und Gemischbildung. Es kann davon ausgegangen werden, dass die hohe Verdampfungsenthalpie von Ethanol zu einem verstärkten Kühlungseffekt innerhalb der Tröpfchenwolke führt [8]. Diese höhere Temperaturabnahme bei E20 sorgt für eine verzögerte Verdampfung und eine verschlechterte Gemischbildung und trägt dabei zu einer rußenden Verbrennung bei. Dieses Verhalten ist anhand der höheren Extinktion von E20 im Vergleich zu TolIso ersichtlich. Ein ähnliches Verhalten wurde bei Extinktionsmessungen innerhalb einer Spraykammer für ähnliche Kraftstoffe festgestellt [15]. Eine Erhöhung der AGR-Rate führt zu einer Abnahme des Extinktionssignals. Bei erhöhter AGR-Rate ist die Einspritzmenge reduziert, so dass lokal weniger fette Bereiche entstehen. Da Ethanol jedoch zusätzlich gebundenen Sauerstoff enthält, führt dies vermutlich zu einer Rußminderung, was jedoch in weiterführenden

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Messungen (z.B. mittels laserinduzierter Fluoreszenz zur Gemischbildungsanalyse) untersucht werden muss.

Zusammenfassung

Eine volumetrische Extinktionsmesstechnik für die quantitative Bestimmung der Partikelbildung innerhalb eines Transparentmotors wurde demonstriert. Die Extinktion erweist sich als im Gegensatz zum Rußleuchten als geeigneter für die Analyse der Rußbildung und Oxidation innerhalb des Zylinders. Die Extinktionsmessungen für einen Teillastbetriebspunkt mit früher Einspritzung und mit Pool Fire zeigten eine höhere Extinktion durch Partikel bei E20 im Vergleich zu TolIso. Dies kann zum Teil auf die höhere Verdampfungsenthalpie des Ethanols und die damit verbundene schlechtere Gemischbildung zurückgeführt werden. Eine Erhöhung der AGR-Rate führte bei TolIso zu einer ausgeprägteren Rußbildung. Bei E20 führt eine Erhöhung der AGR-Rate zu einem Abnehmen der Rußbildung, hier dominiert die reduzierte eingespritzte Kraftstoffmenge und der im Brennstoff gebundene Sauerstoffanteil die lokale Mischung und Verbrennung. Zur Klärung dieser Effekte ist eine detaillierte Gemischbildungsstudie notwendig, um die gesamte Prozesskette der Rußentstehung zu verstehen.

Danksagung

Die Autoren bedanken sich bei dem Bundesministerium für Ernährung und Landwirtschaft (BMEL), vertreten durch die Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe (FNR), für die Finanzierung dieser Arbeit im Rahmen des Projektes „Bildung von Rußpartikeln und katalytische Filterregeneration bei der motorischen Nutzung von Ottokraftstoffen aus Biomasse“ (Nachwuchsgruppe, FKZ: 22026711).

Literatur

[1] Piock, W., Hoffmann, G., Berndorfer, A., Salemi, P., and Fusshoeller, B., 2011, "Strategies Towards Meeting Future Particulate Matter Emission Requirements in Homogeneous Gasoline Direct Injection Engines," SAE Int. J. Engines, 4(1), pp. 1455-1468.

[2] Lee, J., Patel, R., Schönborn, A., Ladommatos, N., and Bae, C., 2009, "Effect of Biofuels on Nanoparticle Emissions from Spark- and Compression-ignited Single-cylinder Engines with Same Exhaust Displacement Volume," Energy & Fuels, 23(9), pp. 4363-4369.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[3] Storch, M., Koegl, M., Altenhoff, M., Will, S., and Zigan, L., 2016, "Investigation of soot formation of spark-ignited ethanol-blended gasoline sprays with single- and multi-component base fuels," Applied Energy, 181, pp. 278-287.

[4] de Francqueville, L., Bruneaux, G., and Thirouard, B., 2010, "Soot Volume Fraction Measurements in a Gasoline Direct Injection Engine by Combined Laser Induced Incandescence and Laser Extinction Method," SAE Int. J. Engines, 3(1), pp. 163-182.

[5] Pickett, L. M., and Siebers, D. L., 2004, "Soot in diesel fuel jets: effects of ambient temperature, ambient density, and injection pressure," Combustion and Flame, 138(1–2), pp. 114-135.

[6] Williams, T. C., Shaddix, C. R., Jensen, K. A., and Suo-Anttila, J. M., 2007, "Measurement of the dimensionless extinction coefficient of soot within laminar diffusion flames," International Journal of Heat and Mass Transfer, 50(7–8), pp. 1616-1630.

[7] Bonatesta, F., Chiappetta, E., and La Rocca, A., 2014, "Part-load particulate matter from a GDI engine and the connection with combustion characteristics," Applied Energy, 124, pp. 366-376.

[8] Barone, T. L., Storey, J. M. E., Youngquist, A. D., and Szybist, J. P., 2012, "An analysis of direct-injection spark-ignition (DISI) soot morphology," Atmospheric Environment, 49, pp. 268-274.

[9] Park, K., Kittelson, D. B., and McMurry, P. H., 2004, "Structural Properties of Diesel Exhaust Particles Measured by Transmission Electron Microscopy (TEM): Relationships to Particle Mass and Mobility," Aerosol Science and Technology, 38(9), pp. 881-889.

[10] Wentzel, M., Gorzawski, H., Naumann, K. H., Saathoff, H., and Weinbruch, S., 2003, "Transmission electron microscopical and aerosol dynamical characterization of soot aerosols," Journal of Aerosol Science, 34(10), pp. 1347-1370.

[11] Joos, F., 2006, Technische Verbrennung, Springer, Berlin Heidelberg.

[12] Elfasakhany, A., 2015, "Investigations on the effects of ethanol–methanol–gasoline blends in a spark-ignition engine: Performance and emissions analysis," Engineering Science and Technology, an International Journal, 18(4), pp. 713-719.

[13] Broustail, G., Seers, P., Halter, F., Moréac, G., and Mounaim-Rousselle, C., 2011, "Experimental determination of laminar burning velocity for butanol and ethanol iso-octane blends," Fuel, 90(1), pp. 1-6.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[14] Liu, H., Lee, C.-f., Huo, M., and Yao, M., 2011, "Comparison of Ethanol and Butanol as Additives in Soybean Biodiesel Using a Constant Volume Combustion Chamber," Energy & Fuels, 25(4), pp. 1837-1846.

[15] Chen, L., and Stone, R., 2011, "Measurement of Enthalpies of Vaporization of Isooctane and Ethanol Blends and Their Effects on PM Emissions from a GDI Engine," Energy & Fuels, 25(3), pp. 1254-1259.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bildgebende Erfassung von Diesel-Klopfen durch Hochgeschwindigkeitskamera und „Optical Flow“

Optical Diagnostics for Diesel Knock Based on High-Speed Imaging and Optical Flow

M. Zhao, Prof. Dr. **S. A. Kaiser**,
IVG – Reactive Fluids, University of Duisburg-Essen, Duisburg;

Kurzfassung

„Dieselklopfen“ ist mit extremen Druckanstiegsraten und starken Druckoszillationen verbunden. Veröffentlichte Arbeiten zeigten, dass sich während des Klopfens die Flammenbewegung mit dem „Klingeln“ des Zylinderdruckes synchronisiert. Um dies weiter zu untersuchen nahmen wir das Verbrennungsleuchten während des Dieselklopfens in einem optisch zugänglichen Motor mit sehr hoher Bildrate (60 kHz) auf. Basierend auf der Auswertemethode des „optical flow“ wurden die instantanen Geschwindigkeitsfelder ermittelt. Aus diesen wurden die Frequenzen der Oszillation berechnet und mit denen aus Druckverlauf und Theorie verglichen. Die Bildsequenzen zeigen ein „Schwappen“ des Verbrennungsleuchtens mit einem Frequenzgang, der dem des Druckes sehr ähnlich ist. Die Schwappgeschwindigkeit war immer unterhalb der Schallgeschwindigkeit, mit einem Maximum zu Beginn des Klopfens. Im Vergleich zur druckbasierten Analyse kann die optische Methode die Oszillationsrichtung bestimmen und die Moden unabhängig von der Position ihrer Knotenpunkte finden.

Abstract

“Diesel knock” is associated with extremely high in-cylinder pressure rise-rates and subsequent strong pressure oscillations. Recent work showed that during Diesel knock, the flame’s motion synchronizes with the in-cylinder pressure ringing. To investigate this relation further, we imaged the flame luminosity in an optically accessible engine during Diesel knock at very high frame rates (60 kHz). Based on “optical flow”, the instantaneous flow fields, and from these the oscillation frequencies were obtained and compared to those from pressure-trace analysis and theoretical calculation. The images show a “sloshing” motion of the flame, with nearly the same frequency content as that of the pressure ringing. The velocity of the sloshing movement was found to be subsonic, showing a maximum in the very beginning. Compared to pressure-trace analysis, the optical diagnostic can distinguish between different resonance modes and can detect all modes regardless of the positions of their nodal lines.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Introduction

Knock is a phenomenon of abnormal combustion typically found in spark-ignition (SI) engines. Auto-ignition in the end-gas leads to strong pressure waves in the combustion chamber and audible noise. Similarly, in diesel engines, very high cylinder-pressure rise-rates with strong pressure-wave oscillation, destructive engine vibration, and noise are called “Diesel knock”.

There are numerous studies on knock, through analysis of in-cylinder pressure, engine block vibration, heat transfer, gas ionization, and optical measurements [1]. The first two methods are the most widely applied in laboratory and on-board, respectively. They have been developed into mature diagnostic tools. As a non-intrusive tool, optical diagnostics have also been utilized to investigate the nature of engine knock, even dating back to the 1930s [2].

However, most optical studies were in SI engines. Research on Diesel-knock by optical methods is sparse. Recently, Rusly et al. performed high-speed imaging of soot luminosity during knocking cycles in an optically accessible diesel engine [3]. Soot pockets were observed to oscillate when knock happened and a strong correlation was found between their oscillation frequencies and those from the in-cylinder pressure trace. The soot pockets were identified by image segmentation and their centroids were used to track the movement, yielding the flame oscillation frequencies.

It appears that this method could be improved further by using the image processing technique of optical flow, which previously has been applied in Diesel engines to quantify flame motion and swirl [4, 5]. Also, cameras with higher frame rate and resolution are available now. The former is important because Diesel knock is an extremely fast phenomenon, the latter because analysis by optical flow profits from higher resolution.

Therefore, in this study we investigate the relation between the optical-flow derived velocity field and the pressure trace. To this end, flame luminosity was visualized via high-speed cinematography in an optically accessible Diesel engine. Image processing based on optical flow was developed to obtain the flow fields. To obtain the frequency information, the power spectral density (PSD) was estimated for both the in-cylinder velocity and the pressure. The results were also compared with a theoretical calculation of cavity resonance modes.

2. Experimental apparatus

An optically accessible high-performance light-duty Diesel engine was recently built by our research group [6]. The engine parameters and operating conditions are listed in Table 1. Figure 1(a) and 1(c) show the test bench set-up for this study. The piston has a pancake (“square”) bowl with a flat bottom from fused silica, giving optical access to the combustion

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

chamber via a Bowditch-style slotted piston and mirror. Optical access from the sides is also possible, but was not utilized here. The field of view though the piston glass is illustrated in Figure 1(b). A pressure sensor (Kistler 6058A) with an approximate natural frequency of 160 kHz was used to record the in-cylinder pressure, sampled in AVL Indicom every 0.1 degrees crank angle (°CA), i.e. 60 kHz at 1000 rpm. 25 mg of dodecane per cycle were injected by a common-rail solenoid injector (Delphi DFI1.5) with a 7-hole nozzle. In order to facilitate the occurrence of Diesel knock, an early injection timing, -6.5°CA (as determined from the images), was used. The crank angle convention in this paper assigns 0°CA to combustion top-dead center (TDC), i.e., crank angles during compression are negative. Pronounced noise and fast pressure rise rates indicated knock. The engine was skip-fired with fuel injected every 9th cycle. The natural flame luminosity was visualized by a Photron SA-Z high-speed camera at 60 000 frames per second (every 0.1°CA at 1000 rpm). A 2-mm thick BG 23 filter was used to attenuate soot luminosity in favor of chemiluminescence from the premixed combustion, effectively improving the dynamic range of detection. Two blue LEDs illuminated the fuel spray so that its global characteristics could be monitored. Table 2 collects the main imaging parameters. 350 images were recorded in every cycle, from -9.9°CA to 25°CA. 20 cycles of knocking combustion were recorded both in pressure and images. Image recording and vector evaluation were performed in LaVision's DaVis (Version 8.2), with further analysis in Matlab.

Table 1: Optical engine specifications and operating conditions

Engine type	Single cylinder, 4 valves, flat roof
Displacement	402 cm^3
Bore / Stroke	80 / 80 mm
Geometric compression ratio	16.5
Piston bowl diameter / depth	47.4 / 10.4 mm
Squish height (at TDC)	1.0 mm
Engine speed	1000 rpm
Indicated mean effective pressure (IMEP)	7.25 bar
Intake air temperature / pressure	20 °C / 1 bar
Fuel	Dodecane
Injection quantity	25 mg
Start of injection	-6.5°CA
Injection pressure	800 bar

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

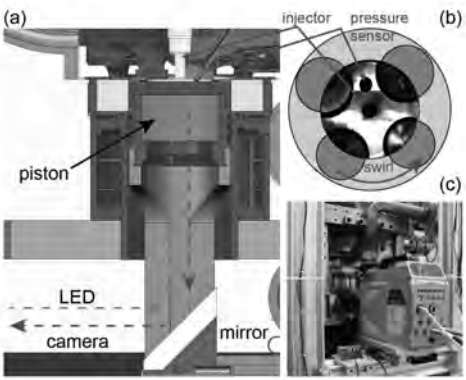


Fig- 1: (a) Schematic of the optically relevant part of the engine, (b) field of view, (c) picture of engine and camera.

Table 2: Imaging system

Frame rate / exposure time	60 kHz / 6 µs
Resolution	512 × 480 pixels
Projected pixel size	0.227 mm/pixel
Imaging period	350 images from -9.9°CA to 25°CA
Filter	BG 23, 2-mm thick

3. Analysis, results, and discussion

3.1 Pressure-trace analysis

Early injection caused much of combustion to occur premixed with a steep pressure rise. This pressure rise has been found to be the main contribution to Diesel knock [7-10]. Figure 2(a) and 2(b) show an example pressure trace from our experiment. In order to extract the frequency information, processing similar to Ref. [11] was implemented in Matlab. First, as shown in Figure 2(c), the pressure trace sampled at 60 kHz went through a Kaiser-window finite impulse response (FIR) band-pass filter [12] from 3 kHz to 25 kHz. This frequency range is likely to cover all useful knocking frequencies [1, 13]. Then the knocking time “windows” were cut out in each cycle. In this case, 0 to 40°CA were chosen. Finally, the Thomson's multitaper power spectral density (PSD) [14] of the knock signal was estimated using a time half-bandwidth product of 4, again following Ref. [11], Figure 2(d).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

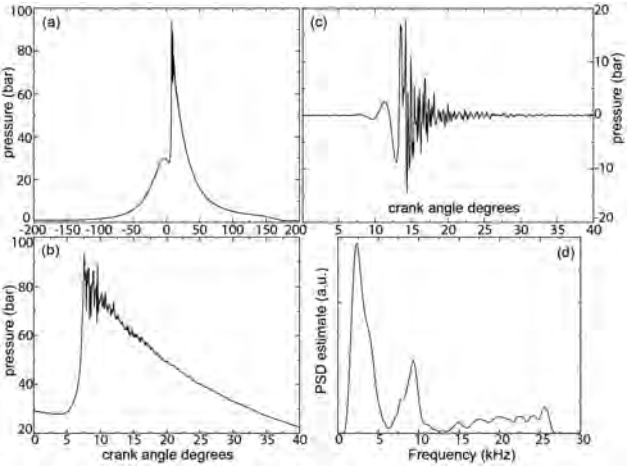


Fig. 2: Procedure for pressure-trace analysis (cycle 15). (a) Acquired pressure trace, (b) knocking time window, (c) band-pass filtered and cut-out signal, (d) PSD estimate

The PSD averaged over 20 cycles is shown in Figure 3. The first dominant frequency appears at 9.30 kHz, following by a second, lower peak at 15.2 kHz. We attribute the high PSD below 5 kHz and near 25 kHz to noise passing the spectral filter near its edges.

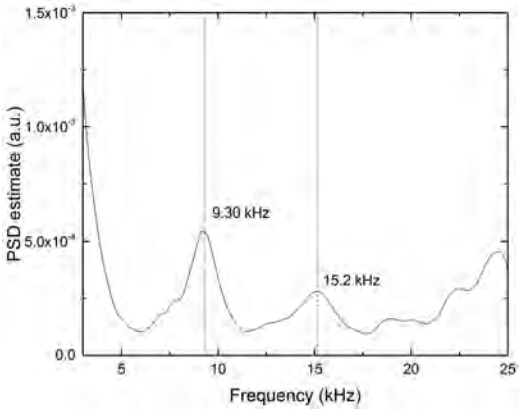


Fig. 3: Mean PSD of the pressure over 20 cycles.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

The knock onset was estimated as the crank angle with the maximum first derivative of the band-pass filtered pressure signal [11], and the end of knock as the crank angle at which the absolute value of the first derivative is attenuated to one tenth of the maximum. Averaging over 20 cycles, the mean knocking period was between 7°CA and 13°CA.

It is well known that the in-cylinder pressure oscillations stem from acoustic resonance in the gas in the combustion chamber's cavity [8, 15]. Here, since knocking occurred mainly near TDC, we assumed that acoustical resonance only occurs in the piston bowl. Also, following previous studies [3, 8, 11], axial resonance was neglected. According to classic acoustical theory [16], in a rigid cylindrical volume with plane ends, the possible resonant frequencies f_r in radial and circumferential modes are given by

$$f_r = c\frac{\alpha_{mn}}{B} \tag{1}$$

Where c is the speed of sound in the gas, B is the diameter of the cavity, and m and n are natural numbers denoting the circumferential and radial vibration modes, respectively. $\pm_{mn}$ are the roots of the first-order derivative of the Bessel function. For the first four modes the values of $\pm_{mn}$ are given in Table 3. Also, a cross-sectional schematic of these modes is shown in Figure 4 [8].

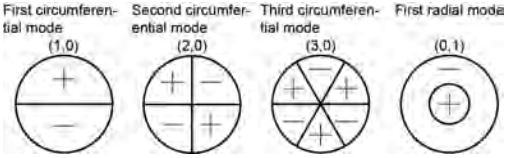


Fig. 4: Schematic of transverse acoustic resonance modes in a cylindrical cavity [8]

Table 3: Resonance modes with values of $\pm_{mn}$ and theoretical frequency range in our case.

modes	$\pm_{mn}$	Frequency range
(1,0)	0.5861	[9.45, 10.6] kHz
(2,0)	0.9722	[15.7, 17.6] kHz
(3,0)	1.3373	[21.6, 24.2] kHz
(0,1)	1.2197	[19.7, 22.1] kHz

The speed of sound needs to be estimated. In an ideal gas it is given by

$$c = \sqrt{\gamma R_s T} \tag{2}$$

where ^{3} is the specific heat ratio of the gas in the cavity, R_s is the specific gas constant, and T is the temperature of the gas. The bulk in-cylinder temperature was estimated from the

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

pressure trace assuming polytropic compression [17], through which a temperature range was estimated using the mean knocking period. Considering two extremes of the gas composition, namely pure air and products of stoichiometric combustion, the ranges of R_s and ^{3} were estimated according to the thermodynamic model of Lapuerta et al. [18]. Consequently, the range of c was estimated as 764 to 860 m/s. The theoretical frequency ranges for the first four resonant modes are given in Table 3. Higher-order modes are outside of the frequency window (3 to 25 kHz) considered here.

Comparing the PSD of the pressure with the theoretical calculation, we see that resonance mainly occurred in the first and second circumferential mode. The measured frequencies are slightly lower than in theory, maybe because the estimated knock onset is later than the real starting one, which leads to a higher temperature. Also the presence of the squish region may decrease the resonant frequency. The ratio of two measured dominant frequencies is 1.63, which is very close to the ratio of $\pm_{20}$ to $\pm_{10}$, 1.658. Ref. [8] showed that the ratio $\pm_{mn}/\pm_{10}$ is approximately independent from piston-bowl shape and piston position, which also strongly suggests that the first and the second circumferential modes occurred in our case.

3.2 Optical diagnostics

In this initial demonstration of the method, only a single cycle (cycle 15) was taken as an example for analysis. Before detailed image processing, the onset and end of knock were determined first. Inspired by Kawahara et al. [19], who found the local OH* chemiluminescence intensity to be synchronized with the in-cylinder pressure oscillations, we noticed that the mean intensity of the (visible) flame luminosity also fluctuated during combustion. This was used to estimate the time of knock onset and end. First, a background image (the mean of the first 30 images in each image sequence) was subtracted from the knocking images. Then the spatial mean intensity of the corrected images was calculated. Similarly to the pressure-trace processing, a Kaiser-window high-pass filter with a cut-on frequency of 3 kHz was used. Knock onset was estimated as time of the maximum first derivative of the filtered intensity, and end of knock as the time when the absolute value of the filtered intensity was attenuated to one tenth of the maximum. Thereby in the 15th cycle, optically, knock was determined to occur from 7.2°CA to 10.7°CA, while from pressure signal was from 7.5°CA to 14.7°CA. The (short) delay between optical and pressure knock onset might be due to the mounting position of the detector [11]. The earlier end in the optical result implies the mean luminous intensity is less sensitive to mild knock.

To quantify the flame movement, in DaVis 8 optical flow based on cross-correlation was used to obtain the velocity field. Figure 5 shows the procedure. The cross-correlation algorithm

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

used here was designed for particle image velocimetry (PIV), but we found it also usable for optical flow, in which not images of particles, but instead a scalar “pattern” is used.

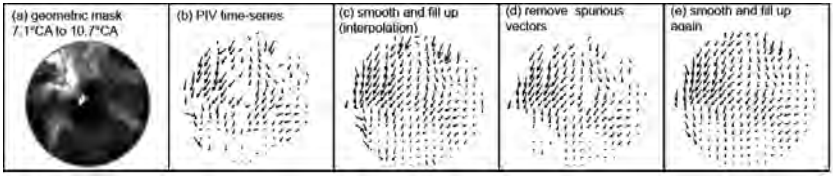


Fig. 5: Procedure for flow-field calculation.

The vector calculation was performed with pairs of background-corrected time-consecutive frames (“PIV time-series”). Regions outside of the piston bowl were masked out. In multi-pass iterations, the interrogation areas were decreasing from 32 × 32 to 24 × 24, overlapping 50%. In post-processing, vectors with correlation values less than 0.7 or peak ratios less than 2 were deleted. Also, vectors whose “normalized residual” [20] was greater than 2 were removed (DaVis option “universal outlier detection”). Thereafter, we smoothed the vector field and filled up empty spaces via interpolation. However, in the newly filled-in vectors there were also some vectors with large deviation from their neighbors. Thus another “universal outlier detection” followed by smoothing and filling was used.

Figure 6 shows the resulting vector fields with the flame luminosity in the background. The flow fields show back-and-forth “sloshing” in the piston bowl, similar to the phenomenon observed by Rusly et al. [3]. The most intense flame oscillation occurs in the first few images. This can be seen both from the velocity magnitude and the fact that the luminosity image appears “smeared” due to the gas movement during the 6 μs exposure time. Although high, the measured maximum velocity is less than the speed of sound, which at that time is about 700 m/s. After the initial period the median velocity stabilizes at around 50 m/s, while the speed of sound increases, indicating the gas movement is always subsonic.

Regarding every single vector as a signal in a time-series, the oscillation frequency can be extracted. First, considering the low luminosity in the center, and less convincing vectors near the edge of the mask, vectors in these areas were masked out. In radial resonance modes, the gas moves radially [16], while in circumferential modes, the gas moves both radially and circumferentially [21]. Based on this, vectors were decomposed into circumferential and radial components, taking the center of the piston bowl as the coordinate origin. The radial component then stems from both kinds of modes, but the circumferential component only from circumferential ones.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

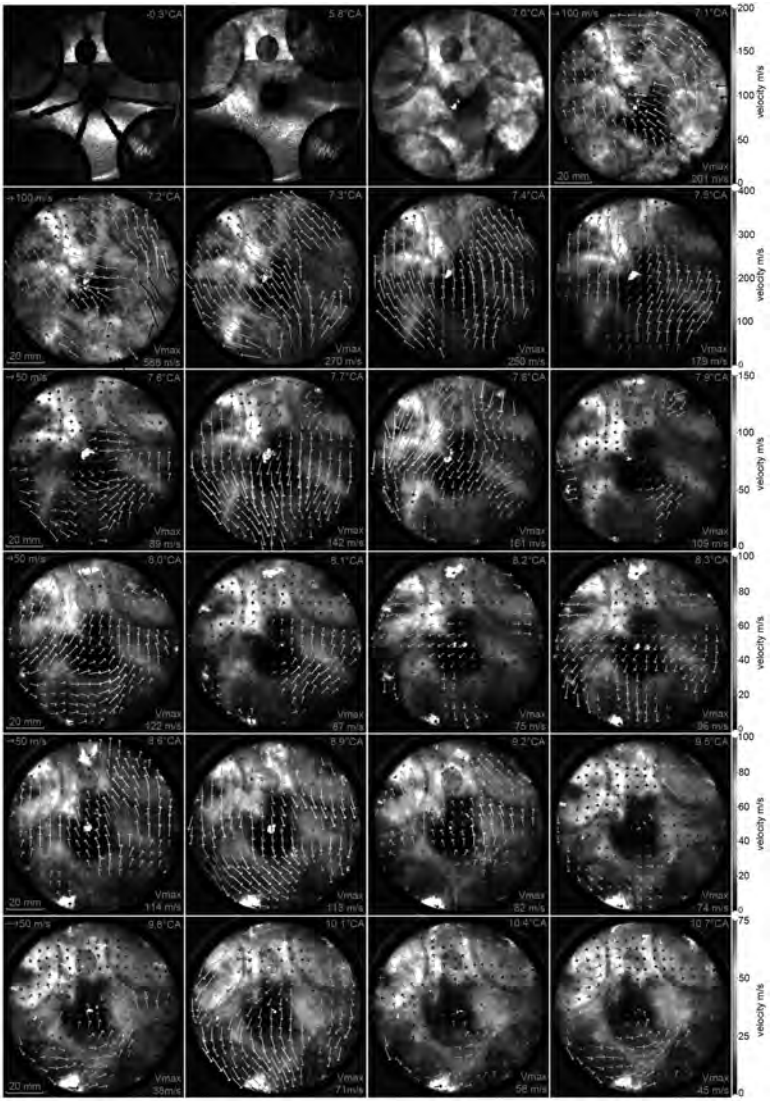


Fig. 6: Background-corrected luminosity and (during knocking) resulting flow fields in cycle 15. Every 2nd vector in each dimension is shown. Note that selected crank angles, as indicated in each image, with irregular time spacings are shown. In the first row three raw images and one flow field before knock onset are shown for reference.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

At each of the 762 vector locations, the circumferential and radial Thomson's multitaper PSDs were estimated over the time series in the knocking time window. (Which is why it was necessary to fill each vector field in post-processing.) Figure 7 shows the vector-derived PSD averaged over all locations within the masked field of view in comparison with the PSD from pressure signal. The strongest peak in the circumferential velocity PSD occurs at 9.02 kHz, which is very close to the first dominant pressure frequency, 9.30 kHz. Another smaller peak is located at 14.0 kHz, close to the second dominant frequency from pressure analysis, 15.2 kHz. The ratio between the frequency of this peak and the first one is 1.55, close to the theoretical value of 1.659.

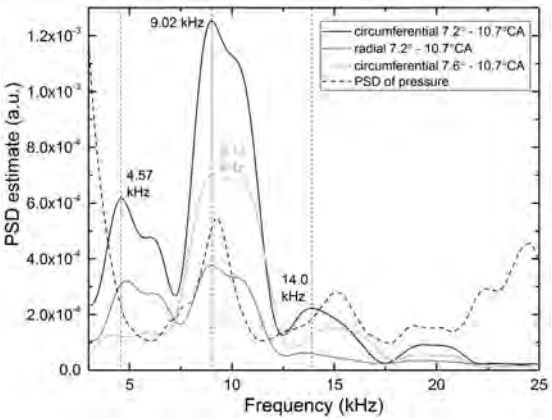


Fig. 7: Spatial mean of the time-series PSDs of circumferential and radial velocity (7.2°CA to 10.7°CA). Note that the (arbitrary) units of pressure and velocity PSDs differ.

Compared to the circumferential ones, the radial PSD is very similar in structure, which is expected, since it also includes components from circumferential modes. If there were radial resonance modes, there should be different peaks. The lack thereof indicates no radial resonance mode is present.

Since in the first several frames the gas oscillation amplitude is much larger than in the later frames, it is also useful to calculate the PSD from the stabilized period only. Omitting the first four vector fields, the PSD of circumferential components between 7.6°CA and 10.7°CA is also presented in Figure 7. The first and second dominant frequencies still match the results from the pressure analysis well, while the peak at around 5 kHz disappears, indicating it mainly stems from the very beginning period of knock. The reason might be that during the

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

initial knock period, auto-ignition is still happening and energy transfer into the cavity modes is not complete yet.

Swirl motion in the cylinder, a concern in Ref. [3], does not influence the analysis results much, because the velocity from swirl varies at much lower frequencies than the knock frequencies. Thus these two sources can be easily distinguished from each other in the PSD.

4. Conclusions

At very high repetition rates, images of luminosity as well as the in-cylinder pressure during Diesel knock were recorded in an optically accessible engine. A series of post-processing was developed to obtain knock onset and end, flow fields, and frequency information from the images. The optical results were compared to those from pressure trace and theory.

The knock period derived from the fluctuating image-wide mean luminosity is slightly earlier, but shorter than that from pressure analysis. Optical flow based on cross-correlation was applied to obtain the in-cylinder flow fields during knock. The gas was observed to slosh back and forth. The oscillation was more intense in the first few images, followed by stable oscillation. The gas velocity was always below the speed of sound. Through PSD analysis of the vector-field time-series, the dominant oscillation frequencies were found. These frequencies from the flame oscillation are consistent with those from the in-cylinder pressure. Here, images from only one cycle were considered, but this was enough to evaluate the oscillation frequencies, since one image yields many vectors. Compared to the pressure-signal analysis, this optical method can distinguish between different resonance modes as well as detect all existing resonance modes in the cylinder, regardless of the position of pressure nodal lines.

5. Acknowledgements

M. Zhao was supported by the Chinese Scholarship Council (CSC). We thank Philipp Barth, who built the test cell and the optical engine, for his patient support in learning how to operate this new facility.

6. References

[1] X. Zhen, Y. Wang, S. Xu, Y. Zhu, C. Tao, T. Xu, M. Song, The engine knock analysis–An overview, *Applied Energy* 92 (2012) 628-636.

[2] L. Withrow, G. M. Rassweiler: Slow Motion Shows Knocking and Non-Knocking Explosions. SAE Technical Paper 360126, 1936.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[3] A. Rusly, S. Kook, E. Hawkes, R. Zhang: High-Speed Imaging of Soot Luminosity and Spectral Analysis of In-Cylinder Pressure Trace during Diesel Knock. SAE Technical Paper 2014-01-1259, 2014.

[4] I. Yamaguchi, T. Nakahira, M. Komori, S. Kobayashi: An Image Analysis of High Speed Combustion Photographs for D.I. Diesel Engine with High Pressure Fuel Injection. SAE Technical Paper 901577, 1990.

[5] H. W. Dembinski, The effects of injection pressure and swirl on in-cylinder pattern and combustion in a compression–ignition engine, International Journal of Engine Research 15 (2014) 444-459.

[6] P. Barth, Konstruktion und Inbetriebnahme eines optisch zugänglichen Hochlast-Verbrennungsmotors mit zugehörigem Prüfstand, Dissertation, Duisburg, Essen, Universität Duisburg-Essen, 2016.

[7] Y. Ren, R. Randall, B. Milton, of the resonant frequency on the control of knock in diesel engines, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering 213 (1999) 127-133.

[8] R. Hickling, D. Feldmaier, S. Sung, Knock induced cavity resonances in open chamber diesel engines, The Journal of the Acoustical Society of America 65 (1979) 1474-1479.

[9] T. Priede, Relation between form of cylinder-pressure diagram and noise in diesel engines, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers: Automobile Division 14 (1960) 63-97.

[10] P. W. Schaberg, T. Priede, R. K. Dutkiewicz: Effects of a Rapid Pressure Rise on Engine Vibration and Noise. SAE Technical Paper 900013, 1990.

[11] A. Hettinger, A. Kulzer, A new method to detect knocking zones, SAE International Journal of Engines 2 (2009) 645-665.

[12] FIR Filter Design. https://www tid=gn_loc_drop (05.06.2017).

[13] F. Millo, C. V. Ferraro: Knock in S.I. Engines: A Comparison between Different Techniques for Detection and Control. SAE Technical Paper 982477, 1998.

[14] pmtm - Multitaper power spectral density estimate. https://www.mathworks.com/help/signal/ref/pmtm.html?searchHighlight=Multitaper%20power%20spectral%20density%20estimate&s_tid=doc_srchtitle (05.06.2017).

[15] C. Draper, Pressure waves accompanying detonation in the internal combustion engine, Journal of the Aeronautical Sciences 5 (1938) 219-226.

[16] P. M. Morse, K. U. Ingard, Theoretical acoustics, Princeton university press, 1968, pp. 511-513.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[17] AVL INDICOM 2013 - User's Guide, CALCGRAF - GRAPHICAL FORMULA EDITOR, AVL List GmbH, Graz, Austria, 2012, pp. 44-46.

[18] M. Lapuerta, O. Armas, J. Hernández, Diagnosis of DI Diesel combustion from in-cylinder pressure signal by estimation of mean thermodynamic properties of the gas, Applied Thermal Engineering 19 (1999) 513-529.

[19] N. Kawahara, E. Tomita, Visualization of auto-ignition and pressure wave during knocking in a hydrogen spark-ignition engine, international journal of hydrogen energy 34 (2009) 3156-3163.

[20] Product-Manual for DaVis 8.2 - FlowMaster, LaVision GmbH, Göttingen, Germany, 2014, pp. 109-110.

[21] C. S. Draper, The physical effects of detonation in a closed cylindrical chamber, NACA Technical Report 493: 1935; pp 361-379.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Untersuchung der Zündeigenschaften von Methan-Wasserstoffgemischen in einer schnellen Kompressionsmaschine

Simon Drost, **Marc Werler**, **Robert Schießl**, **Ulrich Maas**,
Institut für Technische Thermodynamik (ITT), Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Engelbert-Arnold-Straße 4, 76128 Karlsruhe, Deutschland

1 Kurzfassung

Motiviert durch Fragen zur Sicherheitstechnik in Kernkraftwerken und zur diskutierten zukünftigen Beimischung von Wasserstoff in das bestehende Erdgasnetz wurde in dieser Arbeit die Selbstzündung von Methan/Wasserstoffgemischen (CH_4/H_2) untersucht, mit besonderem Augenmerk auf die zündbeschleunigende Wirkung von Wasserstoff. Hierzu wurden die Zündverzugszeiten von CH_4 / H_2 Gemischen für Drücke von 5, 10 und 15 bar und Temperaturen von 950 bis 1200 K untersucht. Die Kraftstoffgemische setzen sich aus 0, 10, 20, 50 und 100 mol-% H_2 im CH_4/H_2 Gemisch zusammen. Die Untersuchungen erfolgten sowohl experimentell in einer schnellen Kompressionsmaschine als auch simulativ durch Berechnungen mit detaillierter chemischer Kinetik. Hierbei zeigte sich, dass Wasserstoff eine leicht zündbeschleunigende Wirkung aufweist.

2 Einleitung

Die Zünd- und Verbrennungseigenschaften von CH_4 und H_2 wurden in der Vergangenheit aufgrund ihrer Verbreitung und Wichtigkeit häufig in Reinform untersucht. In der jüngeren Zeit kamen weitere Aspekte bezüglich der technischen Nutzung von CH_4 und H_2 in Mischungen auf (Kernkraftwerke [1], H_2-Beimischung in das Erdgasnetz [2, 3]). Ebenso untersuchten Petersen et al. [4] die Zündeigenschaften von mageren CH_4 / H_2 Gemischen in Betracht auf die Nutzung in Gasturbinen. Hierbei stellten Sie für die CH_4 / H_2 Mischungen signifikant kürzere Zündverzugszeiten fest als für reines CH_4. Auch Zhang et al. [5] untersuchte dünne CH_4 / H_2 Gemische in einem Stoßrohr. Hierbei stellte er fest, dass eine Druckabhängigkeit bis 40 mol-% H_2 besteht.

Hinzu kommt, dass CH_4 ein sehr verbreitetes Brenngas ist und in Verbindung mit H_2 in Otto-Motoren verwendet werden kann. Akansu et al. [6] hat diesbezüglich Gasgemische untersucht.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Vor dem Hintergrund dieser zahlreichen neuen technischen Anwendungen ist es sinnvoll, die Datenlage zu den Zündungs- und Verbrennungseigenschaften von CH_4 / H_2 Gemischen durch dezidierte Experimente zu verbessern.

3 Versuchsaufbau

3.1 Beschreibung der schnellen Kompressionsmaschine

Die Experimente wurden in einer schnellen Kompressionsmaschine (engl.: Rapid Compression Machine, RCM) durchgeführt. Das Experiment wurde von Werler et al. in [7, 8] detailliert erklärt; hier wird daher nur ein kurzer Überblick gegeben.

Die RCM ist eine Hubkolbenmotor-ähnliche Kolben-Zylindereinheit, welche ein Gasgemisch innerhalb von ca. 20 Millisekunden verdichtet. Die Verdichtung erfolgt dabei unter gut definierten und reproduzierbaren Anfangs- und Randbedingungen bezüglich Druck, Temperatur und Gaszusammensetzung. Am oberen Totpunkt (OT) wird der Kolben mit einem mechanischen Schloss, bestehend aus einer Kniehebelkonstruktion, fixiert, wodurch ein isochorer Zustand der Brennkammer erzwungen wird.

Der Startdruck p_0 in der Brennkammer wird mit einem Absolutdruckaufnehmer (MKS Baratron 121A) mit einer relativen Genauigkeit von 0,5 % gemessen. Die Anfangstemperatur T_0 wird mit einem Thermoelement des Typs K gemessen. Diese Starttemperatur kann wiederum mittels eines Ölbades justiert werden. Die Öltemperatur wird hierbei mit einem Thermostaten (Lauda Proline P12) zwischen 293 und 473 K geregelt.

Die zu untersuchenden Gasgemische werden zunächst in einem großen Behälter (ca. 50 l) vorgemischt. Das Volumen und der Druck im Behälter sind um ein vielfaches höher als der Anfangsdruck und das Anfangsvolumen in der Brennkammer. Dies minimiert Messungenauigkeiten bei der Herstellung des Frischgases.

Die Brennkammer der RCM wird mit Gas aus dem Vormischbehälter gefüllt. Nach der Befüllung findet ein RCM Versuch („Schuss“) statt. Hierbei wird der zeitliche Druckverlauf in der Brennkammer mit einem Quarzdrucksensor (Kistler 6061 B) gemessen. Die Position des Kolbens wird mit einem linearen Positionssensor / Potentiometer (Burster type 7812) zeitaufgelöst detektiert. Die thermodynamischen Bedingungen am oberen Totpunkt können zum einen über die Initialbedingungen (Druck und Temperatur), zum anderen über das Verdichtungsverhältnis (μ = 7.2 … 14.6) variiert werden.

Die RCM ist praktisch vollständig gasdicht, sodass die Masse in der Brennkammer während eines Versuchs konstant bleibt. Während der Zündverzugszeit (ZVZ) treten jedoch Wärmeverluste auf, die einen Temperatur- und Druckabfall nach der Kompression zur Folge haben. Als Referenzwert für eine Zündverzugszeitmessung in der RCM wird der Druck direkt nach

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

der Kompression gewählt (Index K). Aus diesem Druck lässt sich unter Annahme isentroper Kompression eine Referenztemperatur berechnen.

3.2 Wasserstoff-Dichtheitsprüfung

Der Versuchsaufbau mit der einhergehenden Komplexität lässt die Frage aufkommen, wie gut das flüchtige H_2 für die Versuche gespeichert werden kann, und ob eine Entmischung des Gases im Vormischbehälter durch präferentielles Entweichen des H_2 stattfinden könnte. Daher wurde zunächst die Flüchtigkeit von Wasserstoff in dem Aufbau über mehrere Tage untersucht. Dies wurde zum einen direkt untersucht, in dem eine Gasmischung angesetzt und in einem GC über vier Tage analysiert wurde. Zum anderen wurde eine zweite Untersuchung durchgeführt, bei dem die Zündverzugszeit derselben Gasmischung über drei Tage hinweg untersucht wurde.

Bild 1 zeigt das Ergebnis der GC-Analyse als Molenbruch auf der Ordinate, wobei H_2 mit dem Faktor 5 skaliert wurde. Auf der Abszisse sind die Messungen in zeitlich ansteigender Anordnung aufgetragen. Die Gasanalyse mittels GC wurde über vier Tage durchgeführt, wobei zwischen zwei Messungen jeweils ca. zwei bis drei Stunden lagen. An Tag vier wurden fünf Messungen durchgeführt, wobei Messung 12 und 13 hintereinander erfolgten. Anhand der Steigung des geglätteten Molenbruchverlaufs ist zu erkennen, dass der prozentuale Molenbruch von H_2 mit jeder Messung um den Wert 0,024 abnimmt. Der relative Unterschied zwischen der ersten und der letzten Messung beträgt somit 3%. Unter der Berücksichtigung der Tatsache, dass bei ZVZ-Messungen jeden Tag eine neue Mischung angesetzt wird, beträgt die relative Abnahme 0,85 %. Die ersten Messungen der ersten drei Tage (Nr. 1, 3 und 7) zeigen erhöhte Werte auf. Dieses Verhalten konnte jedoch am vierten Tag (Messung 12) nicht festgestellt werden.

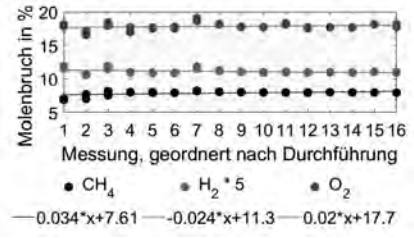


Bild 1: Molenbrüche von CH_4, H_2, O_2 einer 80/20 CH_4/H_2 Mischung, gemessen über vier Tage mit geglättetem Verlauf

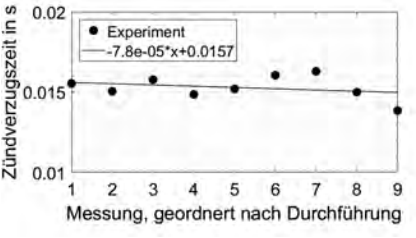


Bild 2: Zündverzugszeit einer stöchiometrischen 80/20 CH_4/H_2 Mischung, gemessen über drei Tage.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 2 zeigt auf der Ordinate die Zündverzugszeiten einer 80/20 CH_4/H_2 Mischung und auf der Abszisse zeitlich geordnete Messreihen, wobei eine Messreihe einem Datenpunkt entspricht, der sich wiederum aus dem arithmetischen Mittel über fünf RCM-Schüssen zusammensetzt. Die Ausgleichsgerade ist annähernd waagerecht, was zum einen für die gute Reproduzierbarkeit der Experimente spricht und zum anderen für die gute Speicherbarkeit von H_2. Der Verlauf der ZVZ-Messungen ist leicht fallend, wie der H_2 Molenbruch in Bild 1. Diese Gegebenheit ist widersprüchlich, da H_2 die ZVZ beschleunigt, mit abnehmendem H_2 Gehalt sollte die ZVZ in Bild 2 daher zunehmen. Der Fehler beider Messarten liegt jedoch in der Messtoleranz der verwendeten Systeme.

Tabelle 1 zeigt die zeitliche Zuordnung der Messnummer zu den Tagen für die GC-Analyse und die ZVZ-Messungen.

Tabelle 1: Zuordnung der Messnummer zur zeitlichen Versuchsdurchführung

	GC-Messung, Nr.	ZVZ-Messung, Nr.
Tag 1	1 – 2	1 – 3
Tag 2	3 – 6	4 – 6
Tag 3	7 – 11	7 – 9
Tag 4	12 – 16	-

Insgesamt lässt sich kein nennenswerter Einfluss der Zeit auf die Gasmischung und Zündverzugszeit feststellen.

4 Simulation der Selbstzündung

Die Simulationen wurden mit der hauseigenen chemischen Kinetik-Software HOMREA [9] durchgeführt. Die verwendeten Reaktionsmechanismen sind GRI 3.0 [10], AramcoMech 2.0 [11-17] und ein Reaktionsmechanismus für C1-C3 Alkane von Healy et. al. [18].

Die Wärmeverluste des komprimierten Gases an die Brennraumwände wurden mit einem Modell, das von Mittal und Sung in [19] beschrieben wird, in der Simulation berücksichtigt. Hierbei wird angenommen, dass nach der Kompression, trotz der Wärmeverluste an den Brennraumwänden, im inneren des Brennraums für die Dauer bis zur Zündung ein adiabater Gasanteil (adiabater Kern) existiert. Dieser Kern verrichtet Expansionsarbeit an den umliegenden Gasschichten, welche vom Wandwärmeverlust betroffen sind, und ändert daher seine innere Energie und somit auch seine Temperatur. Die Simulationsresultate, ebenso wie der Vergleich mit experimentellen Resultaten, gelten für die Bedingungen des adiabaten Kernes.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Es stehen detailliertere (aber auch aufwändigere) Modelle zur Berücksichtigung der Wärmeverluste in der RCM zur Verfügung; z.B. stellen Werler et al. in [7, 20] ein Mehrzonenmodell vor, welches für die Bestimmung des zeitlichen Speziesverlaufs während der Zündverzugszeit eingesetzt wird. Da aber in dieser Arbeit die Zündverzugszeit untersucht wurde, wurde das adiabate Kernmodell verwendet, das für Zündverzugszeiten kleiner 100 ms ausreichend ist [7].

Der Zylinderdruck, welcher als Randbedingung zur Berechnung des adiabaten Kerns benötigt wird, wird experimentell in der RCM bestimmt. Hierzu wird anstelle der reaktiven Gasmischung eine inerte Mischung verwendet, bei der Anteil von Sauerstoff (O_2) durch Stickstoff (N_2) ersetzt wird. Dieses Gemisch hat praktisch die gleiche Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit wie das entsprechende sauerstoffhaltige Gemisch, ist aber bei den hier interessierenden Bedingungen inert [21, 22]. Eine Druckänderung in der RCM nach der Kompression ist dann auf Wärmeverluste zurückzuführen. Aus den gemessenen Werten des Drucks vor der Kompression (Startdruck p_0) und des Druckverlaufs p(t), sowie dem spezifischen Anfangsvolumen v_0 wird dann das korrespondierende isentrope spezifische Volumen v(t) aus der Beziehung

$$\int_{v_0}^{v(t)} \frac{c_p}{c_v}\frac{dv}{v} = \ln\frac{p(t)}{p_c} \qquad (1)$$

berechnet. Hier sind c_p und c_v die (gemischzusammensetzungs- und temperaturabhängige) isobare und isochore spezifische Wärmekapazität des Gemisches.

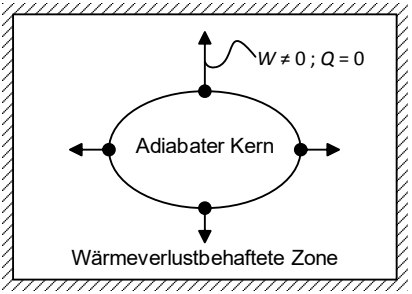


Bild 3: Schematische Darstellung des Brennraums; Simuliert wird der adiabate Kern. Es wird angenommen, dass der instantane Druck im ganzen Brennraum homogen ist.

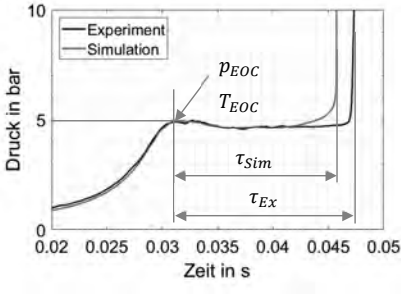


Bild 4: Vergleich von Druckkurven; gemessen im Experiment und simuliert mit dem adiabaten Kernmodell

Bild 3 zeigt schematisch das Zylindervolumen (gesamtes Gasvolumen) mit dem adiabaten Kern. Das spezifische Volumen des Kerns wird mit Gl (1) berechnet und dann als zeitliche Zwangsbedingung in der Simulation des Zündprozesses verwendet.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 4 zeigt die im Experiment gemessene Druckkurve und die mit dem adiabaten Kernmodel simulierte Druckkurve unter gleichen Bedingungen. Der Druckverlauf, insbesondere der Druckabfall nach der Kompression durch Wärmeverlust sowie der Druckanstieg durch die Verbrennung nach der Zündung, wird von der Simulation sehr genau wiedergegeben.

5 Ergebnisse

In dieser Arbeit wurde die Zündverzugszeit in Abhängigkeit von den drei Variablen Gemischzusammensetzung, Druck und Temperatur untersucht. Die Gemischzusammensetzung wurde in der Art limitiert, dass zum einen stöchiometrische Gemische untersucht wurden und zum anderen ein Verdünnungsverhältnis von Kraftstoff-Sauerstoff zu Inertgas gewählt wurde, das Luft entspricht. Anstelle von Stickstoff wurde Argon als Inertgas für alle Messungen und Simulationen verwendet. Argon als ein einatomiges Gas erreicht bei der Kompression höhere Temperaturen die für die Einleitung einer Reaktion erforderlich sind.

5.1 Einfluss des Drucks

Die Zündverzugszeit wurde bei drei verschiedenen Druckniveaus p_k = 5; 10 und 15 bar untersucht. Unter den untersuchten Bedingungen hat CH_4 bei 5 bar nicht selbst gezündet, daher liegen keine Daten für dieses Druckniveau vor. Zündverzugszeiten für reines H_2 als Brennstoff sind in Bild 5 gezeigt.

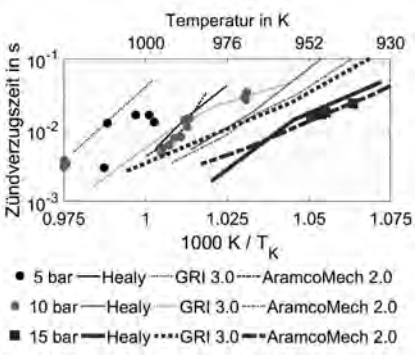


Bild 5: Experimente und Simulationen für reines H_2 als Brennstoff in Abhängigkeit von Druck und Temperatur, $\lambda = 1$.

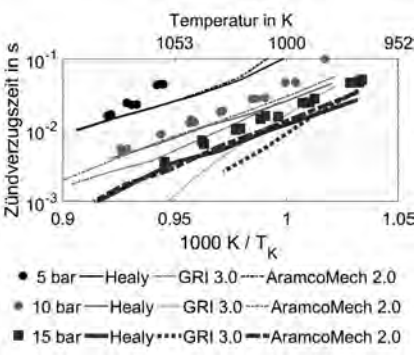


Bild 6: Experimente und Simulationen für 80/20 CH_4/H_2 Brennstoff in Abhängigkeit von Druck und Temperatur, $\lambda = 1$.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Der messbare Temperaturbereich für 5 bar beschränkt sich auf das Intervall (1003±7) K; die Intervallbreite umfasst also nur etwa 1.5 % des Mittelwerts. Kleine Unsicherheiten im Bereich weniger K bei der Zuordnung der Temperatur zu einer Messung verursachen die scheinbar starke Streuung der vier Datenpunkte bei 5 bar mit einer Zündverzugszeit von ca. 10^{-2} s.
Alle Datenpunkte zeigen schnellere oder gleiche ZVZ wie der Healy- und Aramco Mech 2.0 Reaktionsmechanismus, allerdings langsamere ZVZ als der GRI 3.0 Reaktionsmechanismus.
Im Vergleich zu den H_2-Messungen ist eine 80 mol-% CH_4 mit 20 mol-% H_2 Mischung im Kraftstoff in Bild 6 gegenübergestellt. Die Temperatursensitivität nimmt bei der CH_4/H_2 Mischung im Vergleich zu H_2 ab. Im Arrhenius-Diagramm zeigen beide Stoffe und deren Mischungen eine lineare Abnahme der Zündverzugszeit in Abhängigkeit von der Temperaturzunahme.
Eine Erhöhung des Druckes hat eine Abnahme der Zündverzugszeit zur Folge. Diesen Trend geben alle drei Reaktionsmechanismen gut wieder. Healy und der AramcoMech 2.0 berechnen ebenfalls vergleichbare Werte für die Zündverzugszeit, wie aus Bild 6 ersichtlich ist. Der GRI 3.0 Reaktionsmechanismus unterschätzt vor allem bei niedrigen Drücken die Zündung von CH_4/H_2 um bis zu einer Größenordnung.

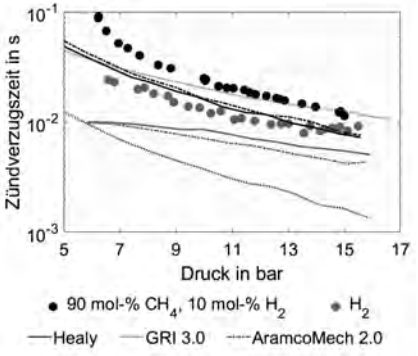


Bild 7: Zündverzugszeiten in Abhängigkeit des Druckes. Vergleich von 90/10 CH4/H2 zu reinem H2 als Brennstoff.

Bild 7 vergleicht Zündverzugszeiten für Brennstoffe aus 90/10 CH_4 / H_2 und aus reinem H_2 in Abhängigkeit vom Druck. Die Kompressionstemperaturen für die CH_4 / H_2 Gasmischung liegen dabei in einem engen Intervall von T_K = 1040 … 1070 K und die Kompressionstempera-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

turen für reinen Wasserstoff liegen zwischen T_K = 970 und 1000 K. Die Änderung der ZVZ wird daher maßgeblich durch den Druck beeinflusst. Inerte Messungen zeigen zudem einen ähnlichen Temperaturverlauf für unterschiedliche Drücke. Mit zunehmendem Kompressionsdruck von p_K = 6 bar bis 15 bar sinkt für beide Stoffe die ZVZ. Hierbei zeigt CH_4 eine stärkere Druckabhängigkeit als H_2.

5.2 Einfluss des CH_4/H_2 Verhältnisses

Alle fünf untersuchten Gasgemische weisen bei einem Kompressionsdruck von 10 bar hinreichend gut messbare Zündverzugszeiten auf. Bild 8 zeigt das Arrhenius-Diagramm für einen Kompressionsdruck von 10 bar. 10 mol-% H_2 im Kraftstoff hat in Bezug auf reines CH_4 eine zündbeschleunigende Wirkung um den Faktor 8, bzw. es treten die gleichen Zündverzugszeiten bei im Vergleich zu reinem CH_4-Brennstoff um ca. 130 K niedrigeren Temperaturen auf. Die zündbeschleunigende Wirkung nimmt mit weiterer Zunahme von H_2 im Kraftstoff ab. Bei der 50 mol-% CH_4 und 50 mol-% H_2 Mischung ist der Unterschied zu reinem H_2 der Zündverzugszeit bei konstanter Temperatur noch um Faktor 2 kleiner. Die Änderungsrate der Zündverzugszeit zu Temperatur nimmt im Arrhenius-Diagramm zwischen den Mischungen mit 20 bzw. 50 mol-% H_2 zu.

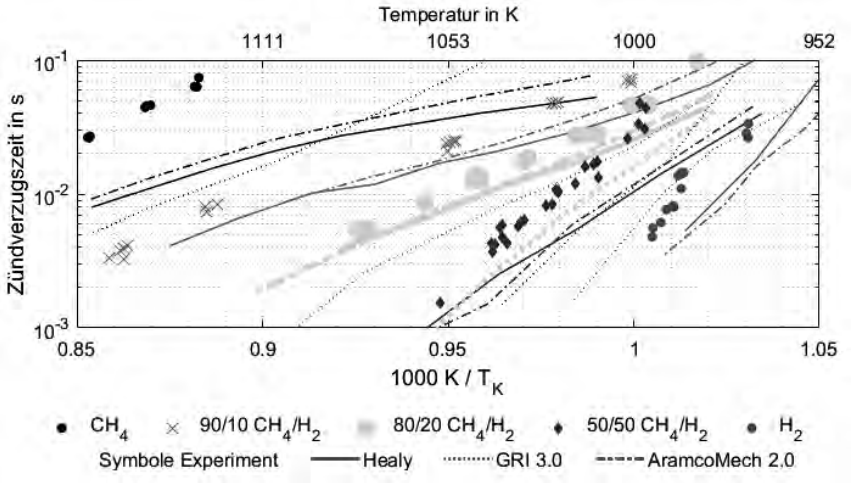


Bild 8: Gegenüberstellung von Experimenten und Simulationen bei 10 bar Kompressionsdruck für alle untersuchten Gasmischungen (Eine Farbversion des Diagramms ist in der elektronischen Version der Publikation erhältlich).

Die beschleunigende Wirkung von 10 mol-% H_2 im Kraftstoff gegenüber reinem CH_4 liegt bei einer Kompressionstemperatur von ca. 1100 K bei einem Faktor von 8. Die Zündbeschleunigende Wirkung von H_2 in CH_4 wurde ebenfalls von Dai et al. in [23] untersucht; diese Autoren

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

beobachteten bei 1400 K, 1.013 bar eine Zündbeschleunigung um einem Faktor von 3 für einen 90/10 CH_4/H_2 Brennstoff im Vergleich zu reinem Methan.

In Bild 9 ist der Einfluss des H_2 Anteils im Brennstoff auf die Zündverzugszeit bei konstantem Druck und Temperatur dargestellt. Wie vor allem aus den Daten für 10 bar erkennbar ist, ist dieser Einfluss stark nichtlinear: Bei kleinen H2 Anteilen (0%,10%) liegt ein steiler Abfall der ZVZ mit zunehmendem H_2-Anteil vor; dieser Abfall wird bei hohen H2 Anteilen (50%) flacher. Bei 5 bar nimmt die Beschleunigung stärker zu, was zur Folge hat, dass bei 50 mol-% H_2 die ZVZ schneller als bei 10 bar ist (vgl. Bild 5). Die ZVZ von reinem H_2 war bei 5 bar mit 1050 K bzw. 15 bar mit 1040 K nicht mehr messbar. Die 10 bar isobare hat in diesem Diagramm keinen logarithmischen Verlauf, wie ihn Dai et al in [23] bei diesem Druck, aber bei höheren Temperaturen feststellten.

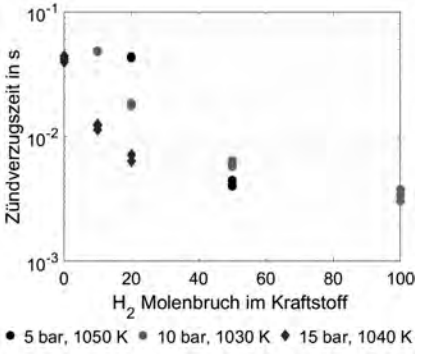


Bild 9: Einfluss von H_2 im Kraftstoff auf die Zündverzugszeit bei isobaren und isothermen Bedingungen

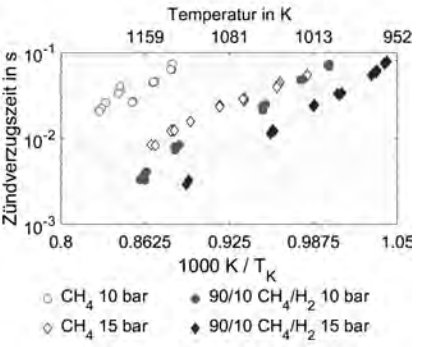


Bild 10: Einfluss des Druckes und H_2 auf die Zündverzugszeit

Bild 10 zeigt den Vergleich von reinem CH_4 zu einer Mischung mit 10 mol-% H_2 im Kraftstoff und variiertem Druck. Es ist ersichtlich, dass die Variation von Wasserstoff einen höheren Einfluss auf die Zündverzugszeit hat als der Druck. Gleiches stellte Zhang et al. in [5] bei Stoßrohrmessungen fest.

6 Schlussfolgerungen

Die Zündverzugszeiten von Brennstoffen aus H_2, CH_4 und deren Gemischen haben im Arrhenius-Diagramm einen linearen Verlauf. Die Steigung der Gerade nimmt mit zunehmendem H_2-Anteil zu. Der Effekt der Zündbeschleunigung von H_2 im Kraftstoff ist schon bei 10 mol-% H_2 deutlich. Eine weitere Zunahme von H_2 im Kraftstoff hat keine signifikante Auswirkung auf

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

die Zündbeschleunigung mehr. Der Kompressionsdruck hat bei den untersuchten Gasmischungen eine Auswirkung die Zündverzugszeit. Die Verdopplung des Druckes von 5 auf 10 bar verkürzt die Zündverzugszeit um den Faktor 8 bei einer 20 mol-% H_2 / 80 mol-% CH_4 Mischung.

Die von den Simulationen vorhergesagten Trends bezüglich der Zündverzugszeit decken sich qualitativ gut mit den Messergebnissen. Die quantitative Übereinstimmung ist jedoch nicht in allen untersuchten Druck- und Temperaturbereichen gleichermaßen zufriedenstellend. Auch für „einfache“ Brennstoffe wie CH_4 und H_2 sind die Reaktionsmechanismen und die zugrundeliegenden chemischen Daten noch nicht ausreichend gut bekannt, um eine quantitativ genaue Vorhersage in allen Bereichen zu erlauben.

7 Danksagung

Die Autoren bedanken sich bei der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die Förderung innerhalb der Forschergruppe FOR1993 “Multifunktionale Stoff- und Energiewandlung ” (Teilprojekte SCHI 647/3-1 und SCHI647/3-2).

8 Literaturverzeichnis

[1] W. Rudy, M. Zbikowski, A. Teodorczyk. Detonations in hydrogen-methane-air mixtures in semi confined flat channels. Energy. Volume 116, Part 3, 1 December 2016, Pages 1479–1483

[2] Shell Deutschland Oil GmbH. Shell Wasserstoffstudie. 2017

[3] M. W. Melaina, O. Antonia, M. Penev. Blending Hydrogen into Natural Gas Pipeline Networks: A Review of Key Issues. National Renewable Energy Laboratory (NREL), 2013

[4] E. L. Petersen, J. M. Hall, S. D. Smith, J. de Vries, A. R. Amadio, M. W. Crofton. Ignition of Lean Methane-Based Fuel Blends at Gas Turbine Pressures. J. Eng. Gas Turbines Power 129(4), 937-944 (Jan 02, 2007) (8 pages)

[5] Y. Zhang, Z. Huang, L. Wei, J. Zhang, C. K. Law. Experimental and modeling study on ignition delays of lean mixtures of methane, hydrogen, oxygen, and argon at elevated pressures. Combustion and Flame 159 (2012) 918–931

[6] S. O. Akansu, N. Kahraman, B. Çeper. Experimental study on a spark ignition engine fuelled by methane–hydrogen mixtures. International Journal of Hydrogen Energy 32 (2007) 4279 – 4284

[7] Werler. Untersuchungen der Niedertemperaturoxidation von Kohlenwasserstoffen in einer schnellen Kompressions-Expansions-Maschine. Dissertationsschrift (2016)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[8] M. Werler, L.R. Cancino, R. Schiessl, U. Maas, C. Schulz, M. Fikri. Ignition delay times of diethyl ether measured in a high-pressure shock tube and a rapid compression machine. Proc. Combust. Inst. 35 259–266 (2015)

[9] U. Maas, J. Warnatz. Ignition Processes in Hydrogen-Oxygen Mixtures. Combustion and Flame, 74:53, 1988.

[10] G. P. Smith, D. M. Golden, M. Frenklach, N. W. Moriarty, B. Eiteneer, M. Goldenberg, C. Thomas Bowman, R. K. Hanson, S. Song, W. C. Gardiner, Jr., V. V. Lissianski, Z. Qin. http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/

[11] Y. Li, C-W. Zhou, K.P. Somers, K. Zhang, H.J. Curran The Oxidation of 2-Butene: A High Pressure Ignition Delay, Kinetic Modeling Study and Reactivity Comparison with Isobutene and 1-Butene Proceedings of the Combustion Institute (2017) 36(1) 403–411.

[12] C-W. Zhou, Y. Li, E. O'Connor, K.P. Somers, S. Thion, C. Keesee, O. Mathieu, E.L. Petersen, T. A. DeVerter, M.A. Oehlschlaeger, G. Kukkadapu, C-J. Sung, M. Alrefae, F. Khaled, A. Farooq, P. Dirrenberger, P-A. Glaude, F. Battin-Leclerc, J. Santner, Y. Ju, T. Held, F.M. Haas, F.L. Dryer, H.J. Curran, " A Comprehensive experimental and modeling study of isobutene oxidation", Combust. Flame (2016) 167 353–379.

[13] U. Burke, W.K. Metcalfe, S.M. Burke, K.A. Heufer, P. Dagaut, H.J. Curran, " A Detailed Chemical Kinetic Modeling, Ignition Delay time and Jet-Stirred Reactor Study of Methanol Oxidation", Combust. Flame (2016) 165 125–136.

[14] S.M. Burke, U. Burke, O. Mathieu, I. Osorio, C. Keesee, A. Morones, E. Petersen, W. Wang, T. DeVerter, M. Oehlschlaeger, B. Rhodes, R. Hanson, D. Davidson, B. Weber, C-J. Sung, J. Santner, Y. Ju, F. Haas, F. Dryer, E. Volkov, E. Nilsson, A. Konnov, M. Alrefae, F. Khaled, A. Farooq, P. Dirrenberger, P-A. Glaude, F. Battin-Leclerc, " An experimental and modeling study of propene oxidation. Part 2: Ignition delay time and flame speed measurements", Combust. Flame (2015) 162(2) 296–314.

[15] S.M. Burke, W.K. Metcalfe, O. Herbinet, F. Battin-Leclerc, F.M. Haas, J. Santner, F.L. Dryer, H.J. Curran, " An experimental and modeling study of propene oxidation. Part 1: Speciation measurements in jet-stirred and flow reactors", Combust. Flame (2014) 161(11) 2765–2784.

[16] W.K. Metcalfe, S.M. Burke, S.S. Ahmed, H.J. Curran, " A hierarchical and comparative kinetic modeling study of C1–C2 hydrocarbon and oxygenated fuels", Int. J. Chem. Kinet. (2013) 45(10) 638–675.

[17] A. Kéromnès, W.K. Metcalfe, K.A. Heufer, N. Donohoe, A.K. Das, C.J. Sung, J. Herzler, C. Naumann, P. Griebel, O. Mathieu, M.C. Krejci, E.L. Petersen, W.J. Pitz, H.J. Curran. An Experimental and Detailed Chemical Kinetic Modelling Study of Hydrogen and Syn-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

gas Mixtures at Elevated Pressures. Combustion and Flame (2013) 160 995–1011.

[18] D. Healy, H.J. Curran, S. Dooley, J.M. Simmie, D.M. Kalitan, E.L. Petersen, G. Bourque. Methane/Propane Mixture Oxidation at High Pressures and at High, Intermediate and Low Temperatures. Combust. Flame (2008) 155(3) 451–461.

[19] G. Mittal, J. C. Sung. A rapid compression machine for chemical kinetics studies at elevated pressures and temperatures. Comb. science tech. (2007), 179(3), 497-530.

[20] M. Werler, R. Schießl, U. Maas. A rapid compression expansion machine to study temporal species profils. 26st ICDERS, Boston, 2017.

[21] C.-J. Chen, M. H. Back, R. A. Back. The Thermal Decomposition of Methane. I. Kinetics of the Primary Decomposition to C2H6; Rate Constant for the Homogeneous Unimolecular Dissociation of Methane and its Pressure Dependence. Can. J. Chem. 53, 3580 (1975)

[22] A. Holmen, O. A. Rokstad, A. Solbakken. High-Temperature Pyrolysis of Hydrocarbons. I. Methane to Acetylene. Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev., 1976, 15 (3), pp 439–444

[23] P. Dai, Zheng Chen, S. Chen. Ignition of methane with hydrogen and dimethyl ether addition. Fuel. Volume 118, 15 February 2014, 1-8

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Effektive Diffusionskoeffizienten in Kokspartikeln aus Oxyfuel-Feuerungen

M. Schiemann*, **N. Vorobiev**, **V. Scherer**, Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik.
*Tel.: 0234 / 32-26323, E-Mail: schiemann@leat.rub.de

C. Wedler, **M. Richter**, **R. Span**, Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Thermodynamik

Kurzfassung

Reaktionsraten fester Brennstoffe in Oxyfuel-Feuerungen sind weiterhin Gegenstand aktueller Forschung. Vor allem in Staubfeuerungen wird der in der Pyrolysephase entstehende Koks durch die hohen Aufheizraten beeinflusst. Entgasung auf kurzen Zeitskalen führt dabei zu einer porösen Struktur des zurückbleibenden Feststoffs. Während der Verbrennungs- und Vergasungsphase entsteht in den Poren ein Konzentrationsgefälle durch Einschränkungen im Stofftransport. Mit der vorliegenden Arbeit wird ein Beitrag geleistet, um die mathematische Beschreibung der Reaktionsrate in Abhängigkeit der Diffusion im porösen Koksartikel auf Basis experimenteller Daten zu ermöglichen. Messtechniken und mögliche mathematische Modelle werden diskutiert. Ein Ausblick auf weitere Schritte wird gegeben.

Abstract

Reaction rates of solid fuels in Oxyfuel-firings are still of interest in current research. The high heating rates in pulverized fuel combustors influence the char structure significantly and rapid devolatilization results in highly porous char. The porous structure causes an internal concentration gradient during combustion and gasification. In the current work, experimental techniques are presented to gain data for a sound description of the reaction rate in dependence on internal diffusion effects. A summarizing outlook describes ongoing research steps.

Einleitung

Sowohl Oxyfuel-Verbrennung, also Kohle- oder Biomasseverbrennung in einem Gemisch aus Sauerstoff und rezirkuliertem CO_2, als auch Vergasung mit anschließender CO_2-Abscheidung sind diskutierte Techniken, um Carbon Capture and Storage (CCS) als Prozess großtechnisch zu etablieren [1]. Für alle Prozesswege ist die vollständige Umsetzung des Brennstoffs und exakte Kenntnis des zeitlichen Verlaufs der Umsetzung und Energiefreiset-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

zung von Bedeutung. Dabei sind neben der Oxidation auch Vergasungsreaktionen des festen Kohlenstoffs mit CO_2 und H_2O zu berücksichtigen. Zur Bestimmung der chemischen (intrinsischen) Kinetik kommt häufig thermogravimetrische Analyse (TGA) zum Einsatz, in der das Temperaturniveau so niedrig gehalten wird, dass interne und externe Transportprozesse der gasförmigen Reaktanten keinen Einfluss auf die Reaktionsgeschwindigkeit haben. Das Temperaturniveau in Staubfeuerungen liegt allerdings typischerweise höher als in TGA-Experimenten, so dass die Konversion des festen Brennstoffs häufig durch den Stofftransport in den Poren (Zone II) oder in der Partikelgrenzschicht (Zone III) dominiert wird. Die Verbrennung unter porendiffusionskontrollierten Bedingungen stellt dabei für poröse Brennstoffe einen wichtigen Zustand dar, der als stabiler Zustand die Abbranddauer bestimmen kann [2]. Laborexperimente, die die hohen Aufheizraten und Partikeltemperaturen von Staubfeuerungen nachbilden, führen häufig zu Zone II Bedingungen beim Abbrand, typische Beispiele sind laminare Flugstromreaktoren [3] und Wirbelschichten [4]. Um Reaktionsratenparameter unter Zone II Bedingungen zu bestimmen, gibt es zwei Ansätze. Die Verwendung von scheinbaren (engl.: apparent) Kinetiken reduziert das Geschwindigkeitsgesetz auf einen Arrheniusansatz, dessen Parameter durch den Einfluss des Stofftransports in den Poren von denen der realen (intrinsischen) chemischen Kinetik abweichen. Die mittels dieses Verfahrens gewonnenen Ratenparameter sind in der Regel nur für einen engen Bereich von Umgebungsparametern nutzbar. Detaillierte Modelle für Koksabbrand und Vergasung berücksichtigen hingegen den Stofftransport in den Poren des Brennstoffkorns, z. B. das CBK/G-Modell [5]. Porendiffusion, deren Rate von der klassischen Thiele-Theorie abgeleitet wird [6], wird durch mehrere zu messende Größen beschrieben, die in dem effektiven Diffusionskoeffizienten D_e [m²/s] zusammengefasst werden.

Im Folgenden wird beschrieben, wie der effektive Diffusionskoeffizient mittels Adsorptionsmessungen in einer Magnetschwebewaage direkt gemessen werden kann. Zur Produktion eines realistischen Kokses wurde eine Kohleprobe in einem laminaren Flachflammenbrenner unter Sauerstoffüberschuss pyrolysiert und mit einer Probenahmesonde entnommen. Parallel wurden mittels eines Pyrometersystems Partikeltemperaturen und Partikeldurchmesser des brennenden Kokses gemessen, die zur Bestimmung von Reaktionsraten und Kinetikparametern genutzt werden können. Die Koksproben wurden nachfolgend in einer Magnetschwebewaage für Adsorptionsmessungen verwendet, aus denen der effektive Diffusionskoeffizient bestimmt wurde. Die dargestellten Arbeiten stellen eine Vorstufe zur Bestimmung von Koksabbrandkinetiken auf Basis gemessener effektiver Diffusionskoeffizienten dar.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Abbrandrate poröser Kokspartikel

Da die Oxidationsreaktion auch unter Oxyfuel-Bedingungen die dominierende Reaktion ist, wird im Nachfolgenden hauptsächlich auf diese Bezug genommen, obwohl auch die Vergasungsreaktion mit CO_2 durch Porendiffusion beeinflusst werden kann [7]. Um die Reaktionsrate im porösen Brennstoffkorn zu berechnen, gilt nach Smith [8] für Zone II-Verbrennung die Beziehung

$$\frac{dn_c}{dAdt} = 2 \cdot \left\{2 \cdot A_g \sigma D_e R_i \left[p_{O2,s}(1-X)\right]^{m+1}/(m+1)\right\}^{1/2}, \qquad \text{Gl. 1}$$

wobei A_g die gesamte Oberfläche des porösen Kokskorns, σ dessen scheinbare Dichte, D_e der effektive Diffusionskoeffizient und $R_i = A_i \cdot \exp\left(-E_{a,i}/\left(RT_p\right)\right)$ die intrinsische Reaktionsgeschwindigkeitskonstante bei der Partikeltemperatur T_p darstellen. $p_{O2,s}$ bezeichnet den Sauerstoffpartialdruck an der äußeren Partikeloberfläche, X ist das Verhältnis aus tatsächlicher und durch Grenzschichtdiffusion limitierter Reaktionsrate ($X \leq 1$) und m die intrinsische Reaktionsordnung. Der effektive Diffusionskoeffizient wird nach der Formel

$$D_e = 0.97 \cdot \bar{r}_{pore} \left(\frac{T_p}{M}\right)^{0.5} \frac{\theta}{\tau} \qquad \text{Gl. 2}$$

berechnet [8], wenn der Porendurchmesser < 1 µm und somit Knudsendiffusion vorherrschend ist. M ist die Molmasse des diffundierenden Moleküls. Der mittlere Porendurchmesser wird als $\bar{r}_{pore} = 2 \cdot \theta \tau^{0.5}/\left(A_g \sigma\right)$ berechnet. θ bezeichnet die Porosität des Brennstoffkorns und τ die Tortuosität der Poren. Letztere ist experimentell schwer zugänglich und wird häufig verwendet, um die unter Realbedingungen gemessene Reaktionsrate nach Gl. 1 mit der extern bestimmten intrinsischen Reaktionsgeschwindigkeitskonstante R_i in Übereinstimmung zu bringen. Zusammenfassend wird der effektive Diffusionskoeffizient durch die Größen T_p, θ, σ, A_g und τ definiert, wobei die Tortuosität τ typischerweise nicht gemessen wird, die anderen Parameter aber, in gewissem Rahmen, experimentell zugänglich sind.

Sorptionskinetische Bestimmung von effektiven Diffusionskoeffizienten

Neben der zuvor beschriebenen Bestimmung effektiver Diffusionskoeffizienten mittels Tortuosität und Porosität, können diese Diffusionskoeffizienten mit Hilfe gemessener Sorptionskinetiken ermittelt werden [9,10]. Bei Voraussetzung einer konstanten Diffusionsgeschwindigkeit über den Querschnitt eines Partikels, kann dazu das zweite Fick'sche Gesetz verwendet werden. Danach ergibt sich der effektive Diffusionskoeffizient D_e als Funktion des mittleren Partikelradius $\bar{r}_{Partikel}$, der Diffusionszeit t und der dimensionslosen Stofftransport-Kennzahl Fo^* [11]:

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

$$\frac{Fo^*}{t} = \frac{D_e}{\bar{r}_{Partikel}^{\,2}} \qquad \text{Gl. 3}$$

Bei der Messung der Sorptionskinetik in einer Magnetschwebewaage (siehe Abschnitt 4b) wird die Beladung der Gasmoleküle auf den Kokspartikeln in Abhängigkeit von der Zeit ermittelt. Da die Messzelle der Magnetschwebewaage bei der Messung nicht vom Messgas durchströmt wird, sondern statisch gefüllt ist, wird der Stofftransport in der Messzelle durch Diffusion dominiert.

Zur Beschreibung der zeitabhängigen Zunahme der Masse während der Sorption wird der Beladungsgrad F verwendet. Dies ist ein Maß zwischen der aktuellen und der maximalen Beladung der Gasmoleküle an der Oberfläche. Anhand von Gl. 3und Gl. 4 kann aus den ermittelten Beladungsgraden ein effektiver Diffusionskoeffizient bestimmt werden [12]:

a. $F = 1 - \frac{6}{\pi^2} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{1}{i^2} e^{-i^2 \pi^2 Fo^*}$ Gl. 4

Experimente

Um die Koksabbrandkinetik mittels eines die Porosität berücksichtigenden Ansatzes, wie in Gl. 1 gezeigt, zu bestimmen, werden zwei experimentelle Techniken benötigt. Ein laminarer Flachflammenbrenner dient als Reaktor, in dem Koks bei hohen Aufheizraten in typischer Oxyfuel-Atmosphäre erzeugt, mittels optischer Messverfahren in-situ auf Temperatur und Partikelgröße analysiert und für weitere Charakterisierungen der Feststoffeigenschaften entnommen werden kann. In einer Magnetschwebewaage wird der Koks Adsorptionsmessungen unterzogen, aus denen der effektive Diffusionskoeffizient für eine spezifische Probe bestimmt werden kann.

Laminarer Flachflammenbrenner

Ein optisch zugänglicher laminarer Flugstromreaktor wurde zur Bereitstellung typischer Staubfeuerungsbedingungen (hohe Aufheizraten und Gastemperaturen) verwendet. In einem 5x5 cm² messenden Quarzglasschacht wird am unteren Ende eine Matrix aus Methan-Diffusionsflammen erzeugt, denen als Oxidator eine $O_2/CO_2/N_2$-Mischung zugeführt wird. Ein geringer Massenstrom an Brennstoffpartikeln (1 g/h) wird kontinuierlich mit N_2 oder CO_2 als Trägergas in die Mittelachse des Reaktors injiziert. Die geringe Menge an Brennstoffpartikeln ermöglicht eine detaillierte Betrachtung der Verbrennungsvorgänge und verhindert Partikelinteraktion sowie die Veränderung der Reaktionsatmosphäre. Die eingesetzte Probennahmesonde verfügt über wassergekühlte Wände und einen Quenchgasanschluss, wodurch die Weiterreaktion isokinetisch abgesaugter Partikel unterbunden wird und diese weiteren Analysen zugeführt werden können.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Das bildgebende Pyrometriesystem SCOT erlaubt die simultane Erfassung der Oberflächentemperatur, der Größe und der Geschwindigkeit brennender Partikeln. Das System ist in Abbildung 1 zusammen mit dem laminaren Flugstromreaktor und der Probenahmesonde abgebildet und besteht aus vier intensivierten CCD-Kameras (ICCD). Die optischen Achsen der beiden Teilsysteme (je zwei Kameras) sind senkrecht zu einander ausgerichtet und auf die Mittelachse des Reaktors fokussiert, um Position und dreidimensionalen Umriss einzelner Partikel erfassen zu können.

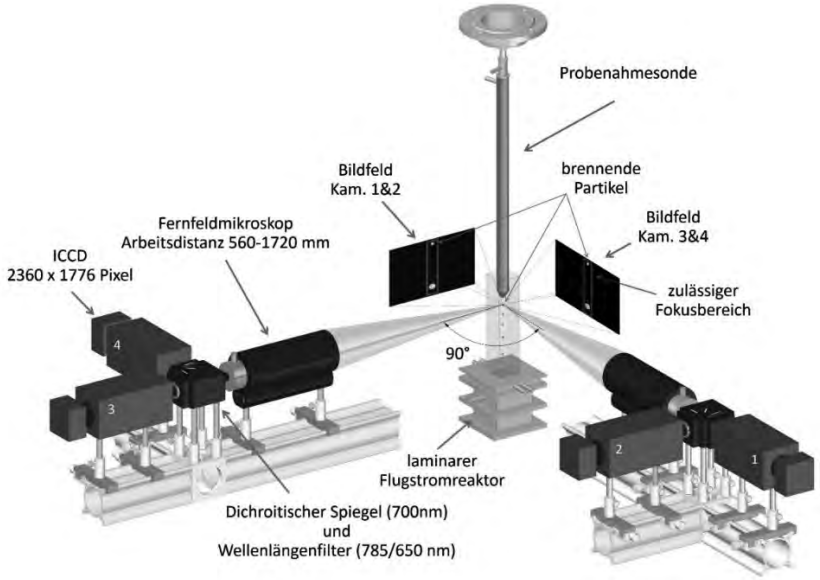


Bild 1: stereoskopisches ICCD-Kamera System.

Die Temperaturmessung erfolgt nach dem Prinzip der Verhältnispyrometrie mit Filterwellenlängen bei 785 bzw. 650 nm und Annahme der Kokspartikel als graue Strahler (konstanter, wellenlängenunabhängiger Emissionsgrad). Aus den Intensitäten in beiden Wellenlängenbereichen wird über eine Kalibrierfunktion die Temperatur bestimmt. Neben der Temperatur misst das System die Partikelgröße und Form sowie die Geschwindigkeit. Eine detaillierte Beschreibung findet sich in [3].

In Abbildung 2 sind Mittelwerte für die Temperatur und den Durchmessers der Partikel der verwendeten Braunkohle in an unterschiedlichen Positionen im Reaktor abgebildet. Der Reaktor ist vertikal verstellbar und es wird an mehrere Stellen entlang der Partikelsträhne ge-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

messen, somit werden die Daten aus unterschiedlichen Verweilzeiten und Ausbrandniveaus gesammelt. Zur Erzeugung eines statistisch relevanten Datensatzes werden an jeder Messposition mehrere hundert Partikel (mindestens 300) gemessen, es werden für jeden Messpunkt der Mittelwert und die einfache Standardabweichung der jeweiligen Partikelpopulation angegeben.

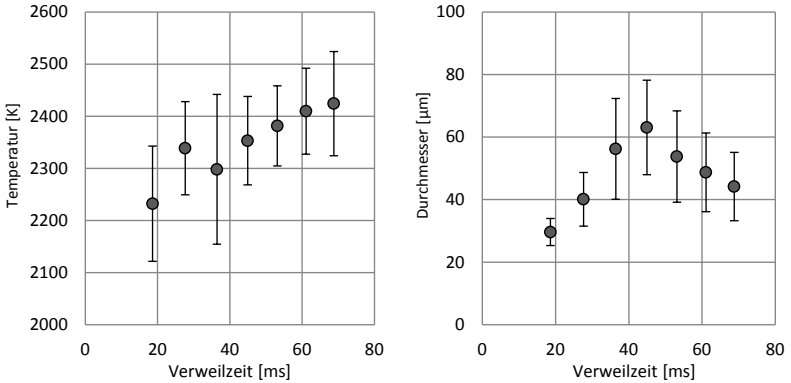


Bild 2:Mittlere Temperatur und Durchmesser der Partikel über der Verweilzeit im Reaktor in einer Reaktionsatmosphäre bestehend aus 29,3 %vol O2, 6,9 %vol CO2, 13,8 %vol H2O und 50,0 %vol N2

b. Magnetschwebewaage

Zur Bestimmung der effektiven Diffusionskoeffizienten wurde eine kommerzielle Magnetschwebewaage des Typs *IsoSORP Static* der Firma *Rubotherm (jetzt TA Instruments)* verwendet. Wie in Abbildung 3 zu sehen ist, kann mithilfe der Magnetschwebewaage eine zu untersuchende Koksprobe im Messgas innerhalb einer thermostatisierten, druckfesten Messzelle mit einer bei Umgebungsbedingungen angeordneten Analysenwaage gewogen werden. Dabei erfolgt die Übertragung der Wägekraft mittels einer Magnetschwebekupplung (Elektromagnet und Permanentmagnet in Abbildung 3) berührungslos durch die Messzellenwand hindurch. Auf Grundlage dieser Anordnung wird die Analysenwaage durch die Temperatur und den Druck bei der Messung nicht beeinflusst.

Der Probenbehälter ist nach oben hin geöffnet, sodass die Koksprobe mit dem Messgas in Kontakt kommen kann. Dabei ist es nicht möglich beliebig viel Probenmaterial in den Probenbehälter einzufüllen, da bereits bei einer geringen Schüttung Diffusionswiderständen auf-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

treten können. Die für die Sorptionsmessungen eingesetzte Analysenwaage besitzt eine Messauflösung von ± 10 µg.

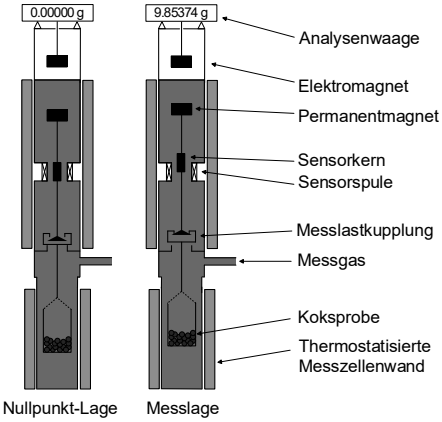


Bild 3: Schematische Darstellung einer gravimetrischen Sorptionsmessanlage mit einer einfachen Magnetschwebekupplung samt Analysenwaage.

Vor den eigentlichen Sorptionsmessungen wurde der Braunkohlekoks jeweils bei 200 °C in der kontinuierlich evakuierten Messzelle entgast. Dies diente u.a. dazu, die an der Oberfläche gebundenen Wassermoleküle aus der Porenstruktur des Brennstoffes zu entfernen. Die anschließenden Messungen wurden in reinem Sauerstoff (Qualität 4.7) am Braunkohlekoks bei einem Druck von 4 bar isotherm durchgeführt. Während der Untersuchungen wurde die Gastemperatur in der Messzelle bei (25, 50, 75 bzw. 100) °C mit Schwankungen von ±0,05 °C konstant gehalten. Im Verlauf der Messung wurde die Änderung der Probenmasse aufgrund von Sorptionseffekten kontinuierlich digital aufgezeichnet, und im Anschluss wurde die maximale Beladung und die zeitlich abhängige Beladung bestimmt [13]. Mithilfe von Gl. 3 und Gl. 4 wurde schließlich der effektive Diffusionskoeffizient bei gegebenen Werten für Druck und Temperatur bestimmt.

Datenauswertung

c. Eigenschaften untersuchter Koksproben

Die Herstellung der Koksprobe aus einer Rheinischen Braunkohle erfolgte im in Abschnitt 4.a beschriebenen laminaren Flachflammenbrenner in einer Atmosphäre bestehend aus 29,3 %vol O_2, 6,9 %vol CO_2, 13,8 %vol H_2O und 50,0 %vol N_2 bei einer Gastemperatur von 1250 K. Die Probe wurde 76 mm nach Eintritt in den Brenner (entspricht einer Verweilzeit

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

von ca. 35 ms) mit der Probenahmesonde aufgefangen und auf ihre Eigenschaften hin untersucht. Diese sind in Tabelle 1 zusammen mit den Ausgangseigenschaften der Kohleprobe aufgelistet.

Tabelle 1: Analysedaten der Kohleprobe im Rohzustand und nach Entnahme aus dem FFB.

	Rohzustand	Koksprobe bei 35 ms entnommen
C_{wf} [%$_m$]	64,91	69,75
H_{wf} [%$_m$]	4,24	2,31
N_{wf} [%$_m$]	0,86	0,83
$Asche_{wf}$ [%$_m$]	4,06	10,52
N_2-BET [m²/g]	-	58,0
d_{pore} (N_2-BJH) [nm]	-	3,8

d. Effektive Diffusionskoeffizienten

In Abbildung 4 sind die effektiven Diffusionskoeffizienten von Sauerstoff an Braunkohlekoks, die auf Basis der gemessenen Sorptionskinetiken bestimmt wurden, bei Temperaturen zwischen 25 und 100 °C und einem Druck von 4 bar dargestellt. Da bei steigender Temperatur die Sorption an der Oberfläche und somit auch das aufgenommene Messsignal abnimmt, konnten mit der hier verwendeten Auflösung der Analysenwaage und der verwendeten Probenmasse bei höheren Temperaturen keine auswertbaren Messungen durchgeführt werden.

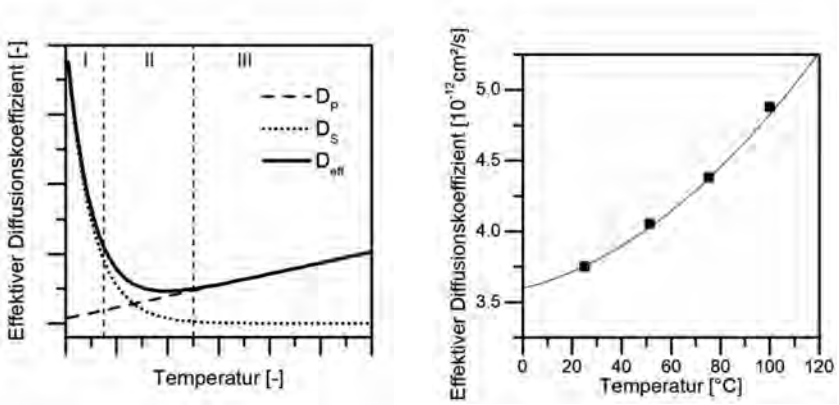


Bild 4: Links: Theoretischer temperaturabhängiger Verlauf des effektiven, des Oberflächen- und des Porendiffusionskoeffizienten [11]. Rechts: Gemessene effektive Diffusionskoeffizienten von Sauerstoff an Braunkohlekoks bei 25, 50, 75 und 100 °C bei einem Druck von 4 bar.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Jedoch ist eindeutig zu sehen, dass mit steigender Temperatur der effektive Diffusionskoeffizient zunimmt. Neben den Messdaten sind in Abbildung 3 schematisch die Temperaturabhängigkeiten der effektiven Diffusion sowie der Teilprozesse der Oberflächendiffusion DS und der Porendiffusion DP dargestellt. Bei steigender Temperatur wird der Einfluss der Oberflächendiffusion auf die effektive Diffusion gering (I & II), sodass die Porendiffusion dominant wird und maßgeblich D_e bestimmt (III). Durch den Verlauf der gewonnenen Messdaten ist anzunehmen, dass sich der untersuchte Temperaturbereich im Übergang der Phase II zur Phase III befindet, sodass bei weiter steigenden Temperaturen die effektive Diffusion durch die Porendiffusion dominiert wird.

Unter Annahme des Parallel-Poren-Modells wird daher die effektive Diffusion durch die Porendiffusionprozesse der Knudsen- und der molekularen Diffusion bestimmt. Molekulare Diffusion beschreibt dabei die Interaktion der Moleküle untereinander im Bulk der Pore, Knudsendiffusion die Interaktion der Moleküle mit der Porenwand.

Gl. 5-7 zeigen den reziproke Zusammenhang und die Temperaturabhängigkeiten der zur effektiven Diffusion beitragenden Teilprozesse der Knudsendiffusion und der molekularen Diffusion. Die Temperaturabhängigkeit der Knudsendiffusion D_{Kn} ist mit $T^{0,5}$ und die der molekularen Diffusion D_M mit $T^{1,5}$ gegeben [11]. zu sehen, dass mit steigender Temperatur der effektive Diffusionskoeffizient zunimmt.

e. $$D_e = \frac{\theta}{\tau}\left(\frac{1}{D_{Kn}} + \frac{1}{D_M}\right)^{-1}$$ Gl. 5

f. $$D_{Kn} = \frac{2 \cdot \bar{r}_{pore}}{3} \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot R \cdot T}{\pi \cdot M}}$$ Gl. 6

g. $$D_M = 0{,}0018583 \cdot \sqrt{T^3 \left(\frac{1}{M_1} + \frac{1}{M_2}\right)} \cdot \frac{1}{p \cdot {\sigma_{12}}^2 \cdot \Omega_{D,12}}$$ Gl. 7

Da es sich um einen reziproken Zusammenhang der einzelnen Diffusionsvorgänge handelt wird deutlich, dass der effektive Diffusionskoeffizient mit steigender Temperatur von der Knudsendiffusion dominiert wird. Bei Betrachtung der Messdaten in Abbildung 4 ist zu sehen, dass in diesem Temperaturbereich der $T^{0,5}$-Term der Knudsendiffusion noch nicht dominant ist. Bei höheren Temperaturen ist jedoch anzunehmen, dass die Temperaturabhängigkeit der Knudsendiffusion dominant wird.

Um effektive Diffusionskoeffizienten auch bei höheren Temperaturen zuverlässig ermitteln zu können, soll in Zukunft die Messtechnik optimiert werden. Dazu wird im Rahmen der zweiten Förderperiode des SFB/TR 129 „Oxyflame“ die verwendete Magnetschwebewaage mit einer Analysenwaage mit Mikrogrammauflösung ausgestattet. Darüber hinaus wird das Oberflä-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

chen/Volumenverhältnis der Koksprobe durch einen neuartigen Probenbehälter vergrößert, um somit auch bei größeren Probenmengen Diffusionswiderstände durch Schüttungen zu vermeiden.

h. Abbrandkinetik

Die Kinetikparameter werden aus den Messgrößen Oberflächentemperatur, Größe und Geschwindigkeit über die Energiebilanz um das brennende Kohlepartikel hergeleitet. Es wird vom sogenannten Single-Film Modell, das eine kombinierte Reaktionsgleichung mit den Oxidationsprodukten CO und CO_2 voraussetzt, ausgegangen.

$$C(s) + \left(\frac{1+\psi}{2}\right) O_2 \rightarrow \psi CO_2 + (1-\psi)CO \qquad \text{Gl. 8}$$

Das Verhältnis CO_2/CO an der Kornoberfläche ist durch den Term È gegeben [9]:

$$CO_2/CO = \psi/(\psi - 1) = 0{,}02 p_{O2,s}^{0,21} exp(3070/T_p) \qquad \text{Gl. 9}$$

Unter Annahme konstanter Oberflächentemperatur ergibt sich folgende Energiebilanz für ein in der Strömung ruhendes Partikel [10]:

$$\underbrace{\frac{d_p \rho_p c v_p}{6}\frac{dT_p}{dz}}_{thermische\ Trägheit} = \underbrace{-\varepsilon\sigma\left(T_p^4 - T_w^4\right)}_{Strahlung} - \underbrace{\frac{2\lambda}{d_p}\left[\frac{\kappa/2}{e^{\kappa/2}-1}\right]\left(T_p - T_g\right)}_{Konvektion} + \underbrace{\frac{dn_c}{dAdt}\Delta h}_{Reaktionswärme} \qquad \text{Gl. 10}$$

Die Abbrandrate $\frac{dn_c}{dAdt}$ [mol/(m²s)] bezieht sich auf ein sphärisches Partikel mit dem Durchmesser d_p, der Dichte ρ_p, spezifischer Wärmekapazität c und der Oberflächentemperatur T_p. T_w und T_g sind die Wand- und Gastemperatur. Der Emissionsgrad µ wird mit 0,7 angenommen, die thermische Leitfähigkeit » des Gasfilms um das Partikel bezieht sich auf die Filmtemperatur. Der Term in eckigen Klammern aus der Gleichung (3) ist die Korrektur des konvektiven Wärmeübergangs unter Berücksichtigung des Stefan Stroms und beschreibt den Nettovolumenstrom vom Partikel mithilfe der modifizierten Pecletzahl κ [11]. Die Abbrandrate $\frac{dn_c}{dAdt}$ kann nach Gl. 1 berechnet werden. Zur Lösung von Gl. 10 unter Verwendung von Gl. 1 wird der Sauerstoffpartialdruck $p_{O2,s}$ benötig. Dieser wird über die Fick'sche Diffusionsgleichung berechnet [12]:

$$\frac{p_{O2,s}}{p} = \gamma + \left(\frac{p_{O2,\infty}}{p} - \gamma\right) \mathrm{h\{s}\left(-\frac{\frac{dn_c}{dAdt} d_p}{4 C D_{O_2,mix}}\right) \qquad \text{Gl. 11}$$

Dabei wird die Auswirkungen des Stefan Stroms mit $\gamma = -1/(1 - \frac{1+\psi}{2}))$ berücksichtigt. $C = RT_f/p$ drückt die mittlere Gaskonzentration aus und $D_{O_2,mix}$ ist der Diffusionskoeffizient

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

von O_2. Der Wert von $p_{O2,s}$ wird auch in Gleichung (2) verwendet. Das vorgestellte Gleichungssystem ist nicht linear (gekoppelt durch $p_{O2,s}$, $\frac{dn_c}{dAdt}$, T_p und d_p) und wird daher iterativ gelöst [3].

Zusammenfassung

Hochauflösende experimentelle Techniken der Adsoprtionsmessung und der Einzelpartikelverbrennung führen durch Kombination zu einem neuen Zugang zu Reaktionsraten fester Brennstoffe.

Verbrennungsexperimente separierter Partikel in einem laminaren Flachflammenbrenner erzeugen Messdaten zu Temperatur, Größe und Ausbrand einer Brennstoffprobe unter typischen Bedingungen einer Staubfeuerung.

Feststoffproben aus diesen Experimenten können mit Hilfe einer Magnetschwebewaage auf ihr Adsorptionsverhalten untersucht werden. Dies ermöglicht die direkte Bestimmung eines effektiven Diffusionskoeffizienten aus den Messdaten. Dies reduziert die Anzahl der benötigten Messtechniken für die Berechnung von Reaktionsraten poröser Kokspartikel auf Basis intrinsischer Kinetiken. Dadurch wird auch eine Verringerung statistischer und systematischer Messfehler erwartet, die den Grad der Genauigkeit bei der Bestimmung und Vorhersage von Reaktionsraten steigern kann.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit wurde von der DFG im Rahmen des SFB/TR 129 “Oxyflame” gefördert.

Literatur

[1] B. Metz, O. Davidson, H. de Coninck, M. Loos, L.A. Meyer, IPCC special report on carbon dioxide capture and storage, Cambridge University Press, Cambridge, United Kingdom and New York, 2005. http://www.rite.or.jp/English/lab/geological/geowse/20-3-1_Rubin.pdf.

[2] R.H. Essenhigh, D. Förtsch, H.E. Klimesh, Combustion Characteristics of Carbon: Influence of the Zone I−Zone II Transition on Burn-Out in Pulverized Coal Flames, Energy & Fuels. 13 (1999) 955–960. doi:10.1021/ef9801773.

[3] N. Vorobiev, M. Geier, M. Schiemann, V. Scherer, Experimentation for char combustion kinetics measurements: Bias from char preparation, Fuel Process. Technol. 151 (2016) 155–165. doi:10.1016/j.fuproc.2016.05.005.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[4] B. Gövert, S. Pielsticker, T. Kreitzberg, M. Habermehl, O. Hatzfeld, R. Kneer, Measurement of reaction rates for pulverized fuel combustion in air and oxyfuel atmosphere using a novel fluidized bed reactor setup, Fuel. 201 (2017) 81–92. doi:10.1016/j.fuel.2017.03.009.

[5] G.S. Liu, S. Niksa, Coal conversion submodels for design applications at elevated pressures. Part II. Char gasification, Prog. Energy Combust. Sci. 30 (2004) 679–717. doi:10.1016/j.pecs.2004.08.001.

[6] D. Förtsch, R.H. Essenhigh, U. Schnell, K.R.G. Hein, On the application of the Thiele/Zeldovich analysis to porous carbon combustion, Energy and Fuels. 17 (2003) 901–906. doi:10.1021/ef0202081.

[7] E.S. Hecht, C.R. Shaddix, M. Geier, A. Molina, B.S. Haynes, Effect of CO2 and steam gasification reactions on the oxy-combustion of pulverized coal char, Combust. Flame. 159 (2012) 3437–3447. doi:10.1016/j.combustflame.2012.06.009.

[8] I.W. Smith, The combustion rates of coal chars: A review, Symp. Combust. 19 (1982) 1045–1065. doi:10.1016/S0082-0784(82)80281-6.

[9] C. Seibel, C. Wedler, N. Vorobiev, M. Schiemann, V. Scherer, R. Span, et al., Sorption measurements for determining surface effects and structure of solid fuels, Fuel Process. Technol. 153 (2016) 81–86. doi:10.1016/j.fuproc.2016.08.004.

[10] D. Charrière, Z. Pokryszka, P. Behra, Effect of pressure and temperature on diffusion of CO2 and CH4 into coal from the Lorraine basin (France), Int. J. Coal Geol. 81 (2010) 373–380. doi:10.1016/j.coal.2009.03.007.

[11] D.D. Do, Adsorption Analysis: Equilibria and Kinetics, 1998. doi:10.1142/9781860943829.

[12] G.E. Boyd, A.W. Adamson, L.S. Myers, The Exchange Adsorption of Ions from Aqueous Solutions by Organic Zeolites. II. Kinetics 1, J. Am. Chem. Soc. 69 (1947) 2836–2848. doi:10.1021/ja01203a066.

[13] F. Dreisbach, R.A.H. Seif, H.W. Lösch, Messmethoden für Gasphasen-Adsorptionsgleichgewichte, (2002) 1353–1366.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Breitbandige Absorptionsspektroskopie mittels Weißlicht-Lasern zur simultanen, optischen in situ Messung von Gas-Konzentrationen, Druck und Temperatur in Hochdruck-prozessen am Beispiel eines Verbrennungsmotors

Niels Göran Blume, Dr. **Steven Wagner***, High Temperature Process Diagnostics (HTPD), Technische Universität Darmstadt, Jovanka-Bontschits-Str. 2, 64287 Darmstadt, *wagner@rsm.tu-darmstadt.de
M.Sc., **Carl-Philipp Ding**, M. Sc., Prof. Dr. **Andreas Dreizler**, Reaktive Strömungen und Messtechnik, Technische Universität Darmstadt

Kurzfassung

Moderne Verbrennungssysteme erfordern im Rahmen ihres Optimierungsprozesses zum einen ein grundlegendes Verständnis der Prozesse sowie zum anderen störungsfreie in situ Messungen in diesen Prozessen. Hierzu eignet sich im Besonderen die optische Spektroskopie aufgrund ihrer hohen Zeitauflösung und Probenahmen-freien Messmöglichkeiten. Für Hochdruck-Prozesse im Speziellen bedarf es spektral breitbandiger Systeme, wie bspw. der SCLAS (Supercontinuum Broadband Laser Absorption Spectroscopy). Mit Hilfe neuartiger Lichtquellen können hierbei, komplett faser-gekoppelt, simultan in situ Gas-Konzentrationen (bspw. Methan, Acetylen, Wasser), Druck und Temperatur gemessen werden. Ausgehend von der Erprobung und Validierung der Messtechnik wird die Anwendung in Verbrennungssystemen am Beispiel eines Verbrennungsmotors demonstriert.

Abstract

Future combustion systems require detailed knowledge of underlying processes as well as in situ measurements to allow for further improvements. Optical spectroscopy is a valuable tool in this context since it enables high time resolutions and sampling-free measurements. Utilizing new light sources, the SCLAS (Supercontinuum Broadband Laser Absorption Spectroscopy) allows simultaneous measurements of gas concentrations, pressure and temperature, even in high pressure environments. From proof of concept to application in real-world systems, the methodology will be demonstrated in the context of a research IC engine.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Einführung

Moderne Verbrennungssysteme, bspw. Verbrennungsmotoren, müssen im Rahmen steigender Anforderungen seitens des Gesetzgebers sowie der Nutzer und Kunden hinsichtlich Effizienz und Schadstoffausstoß kontinuierlich verbessert werden. Um diesen steigenden Anforderungen gerecht werden zu können, ist ein grundlegendes Verständnis der Verbrennungsprozesse unerlässlich. Hierfür kommen gewöhnlich generische Modellflammen oder Verbrennungssysteme zum Einsatz, die speziell an die diagnostischen Methoden adaptiert wurden (Modellflammen, offene Brenner, etc.). Über diese Modellexperimente hinaus, ist es von essentieller Wichtigkeit, verschiedenste Parameter direkt in den jeweiligen Prozessen und Systemen zu messen, ohne hierbei störend einzugreifen. Aufgrund ihrer komplexen Fluid-Strömungen wirken sich besonders Eingriffe in die Geometrie des Systems (bspw. Veränderung von Querschnitten durch Montage eines Sensors) stark auf die gemessenen Größen und beobachteten Effekte aus. Aus diesen Gründen bietet die optische Spektroskopie gute Voraussetzung zur Anwendung in diesen Bereichen. Wegen der Vielfalt der optischen Messsysteme ist es möglich, verschiedenste Größen im Prozess zu messen. Für bestimmte Messmethoden muss allerdings auch hier eine Modifikation des Systems vorgenommen werden. Übliche Modifikationen betreffen den Einbau von optischen Zugängen in Form von Fenstern oder Mikro-Optiken in Endoskop-Form.

Eine Möglichkeit, die notwendigen Modifikationen weiter zu reduzieren, stellt die Verwendung von Faser-gebundenen Messsystemen dar. Hierdurch ist es möglich, die notwendigen optischen Zugänge auf ein Minimum zu reduzieren und gleichzeitig die sensible Mess-Elektronik von den Verbrennungssystemen örtlich zu separieren. Durch diese Trennung werden Störeinflüsse durch den Prozess selbst auf die Messung bzw. die Messhardware vermieden, da einzig jeweils eine Lichtleitung zum und vom Prozess notwendig ist, welche bspw. durch elektrische Störungen nicht beeinflusst wird. Des Weiteren ermöglichen fasergebundene Systeme die einfache Nutzung von Faser-Lichtquellen (Diodenlaser oder die später diskutierten *Supercontinuum Laser Light Sources*, SCL), die Fasern sogar nicht nur zur Transmission von Licht, sondern direkt zur Erzeugung dieses Lichts nutzen.

Aus diesen Gründen wurden in der Vergangenheit direkt in situ anwendbare faser-gebundene Messverfahren, wie bspw. die *Tunable Diode Laser Absorption Spectroscopy* (TDLAS) zu robusten und direkt im Verbrennungsprozess einsetzbaren Messsystemen weiterentwickelt (siehe bspw. [1,2]). Diese Messtechnik verwendet Diodenlaser, welche speziell auf einzelne Absorptionsübergänge der jeweiligen Gasspezies abgestimmt sind. Als Lichtquelle stehen im Wesentlichen zwei Diodenlaser-Typen zur Auswahl: *Distributed*

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Feedback Diodenlasern (DFB) (Tuning-Bereich: 1 bis 2 cm^{-1}) und *Vertical-cavity surface-emitting Laser* (VCSEL) (Tuningbereich: 10 bis 12 cm^{-1}). Somit eignen sich TDLAS Systeme nur bedingt für den Einsatz in Hochdruck-Umgebungen und zur Multi-Parameter- bzw. Multi-Spezies-Messung, da der Tuningbereich keine ausreichende spektrale Abdeckung bietet. Da Messungen in derartigen Umgebungen mittlerweile den Regelfall im Bereich der innermotorischen Verbrennung und in vielen Industrie-Prozessen darstellen, gilt es, das leistungsfähige Messwerkzeug Absorptionsspektroskopie dahingehend zu erweitern. Eine für diese Einsatzzwecke geeignete Messtechnik muss daher die folgenden Anforderungen erfüllen:

1. Breitbandige Messungen
   Nur eine breite spektrale Abdeckung erlaubt die Anwendung in Hochdruck-Umgebungen mit gleichzeitiger Möglichkeit für Multi-Parameter- und Multi-Spezies-Diagnostik.
2. Hohe zeitliche Auflösung
   Die zu untersuchenden Prozesse erfordern eine hohe Zeitauflösung, sodass bspw. *Fourier-Transform Infrared Spectrometer* (FTIR) aufgrund ihrer im Verhältnis geringen Messfrequenz (einige 1/10 Hertz) derartige Prozesse nicht zeitlich auflösen können.
3. Faserkopplung aller Komponenten
   Dies schließt sowohl die Leitungen zum Prozess selber als auch die Komponenten im Messsystem ein, da hier bspw. justierbare Gitterspektrometer oder ähnliche Bauteile eine potenziell große Fehlerquelle darstellen. Eine rein Faser-basierte Lösung ist von derartigen Fehlern nicht betroffen.

Eine der vielversprechendsten Messtechniken, die alle diese Kriterien erfüllen kann, ist die *Supercontinuum Broadband Laser Absorption Spectroscopy* (SCLAS), welche für die Anwendung in Hochdruck-Verbrennungsumgebungen und zur Multi-Parameter-Messung weiterentwickelt wurde. Im Folgenden wird diese Messtechnik im Detail erläutert und ihre Charakteristiken diskutiert. Im Anschluss wird die erfolgte Validierung in Flammen und sowie die Anwendung für Multi-Parameter-Messungen in einem Forschungs-Verbrennungsmotor dargestellt, sowie ein Ausblick auf zukünftige Entwicklungen gegeben.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Supercontinuum Broadband Laser Absorption Spectroscopy (SCLAS)

Obwohl die Idee für die SCLAS bereits im Jahre 1976 von Orofino und Unterleitner (siehe [3]) vorgestellt wurde, ist bereits damals erkannt worden, dass es signifikanter technischer Entwicklungen und Innovationen bedarf, bevor der Ansatz in der Realität anwendbar sein würde. Unter anderem wurden gepulste, hoch-energetische, fasergekoppelte und breitbandige Lichtquellen als ein essentielles Bauteil eines SCLAS Aufbaus identifiziert. Des Weiteren wurden Verbesserungen im Bereich der Photodioden hinsichtlich Bandbreite und Geschwindigkeit, sowie im Bereich der Datenerfassung (Sampling Raten, etc.) als erforderlich angesehen. Erst durch die Kombination dieser Entwicklung entsteht ein System, welches die Umsetzung der SCLAS ermöglicht. Mit Einführung der sog. *Supercontinuum Laser Light Sources* (SCL, vgl. [4]) und Hochgeschwindigkeits-Photodioden sowie zeitlich hochauflösenden Datenerfassungsgeräten sind diese Anforderung nun erfüllt.

Die SCLAS basiert grundlegend auf dem Ansatz, dass ein zeitlich kurzer Puls (im Bereich von 100 ps), der verschiedenste Wellenlängen enthält, mit Hilfe von speziellen Fasern in der Zeit dispergiert werden kann und somit eine Alternative zur Dispersion im Raum (Gitterspektrometer) existiert, die viele Vorteile in sich vereint. Da diese Dispersion direkt in einer Faser erfolgt (*Dispersions-Kompensationsfaser*, DCF), welche in der erforderlichen Länge in einem *Dispersions-Kompensationsmodul* (DCM) verbaut ist, ist keine Justage oder Freistrahl-Abbildung auf eine Kamera erforderlich. Dies vermeidet parasitäre Absorption (bspw. durch Wasserdampf im Spektrometer) und ermöglicht robuste Messsysteme, die für den direkten Einsatz in Verbrennungsumgebungen (bspw. Kraftwerken) geeignet sind. Im Gegenzug bedarf es allerdings gepulster Lichtquellen für diesen Ansatz, da sonst keine eindeutige Zuordnung der Zeitpunkte zu Wellenlängen erfolgen kann.

2.1 Schematischer Aufbau eines SCLAS Systems

Der schematische Aufbau eines SCLAS Systems, wie in Bild 1 dargestellt, besteht im Wesentlichen auf einer SCL (Lichtquelle), abhängig von der Messanwendung einer Filterung, einem Dispersions-Kompensationsmodul, einer Absorptionsmessstrecke und einer Datenerfassung mit Diode (DAQ). In Bild 1 ist, zusätzlich zum Lichtweg von Quelle bis Diode, die Propagation eines Lichtpulses in Zeit und Spektral-Inhalt dargestellt. Pulse, die die SCL verlassen, sind kurz in der Zeit (~ 100 ps), beinhalten aber den kompletten Spektralbereich (400 – 2400 nm). Mittels einer Filterung wird der für die Messung relevante Spektralbereich selektiert. Hierbei handelt es sich um eine breitbandige Filterung (bspw.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1500 nm bis 1700 nm für die zeitgleiche Messung von Acetylen und Methan). Somit werden die Pulse in diesem Schritt lediglich in ihrem Spektralinhalt verändert.

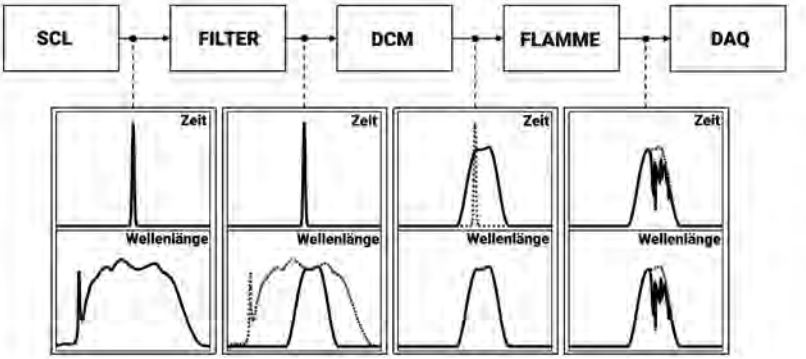


Bild 1: Schematischer Aufbau eines SCLAS-Messsystems mit den Haupt-Komponenten Lichtquelle (SCL), Filter, Dispersions-Kompensationsmodul (DCM), Absorption durch eine Flamme und Datenerfassung (DAQ)

Im folgenden DCM wird der eigentliche Transfer der spektralen Information vom Wellenzahl-Bereich in den Zeit-Bereich durchgeführt. Da die im DCM verbaute Kompensationsfaser eine nicht lineare Dispersion aufweist (siehe Bild 2, vgl. [5]), werden die verschiedenen Wellenlängen im Puls die Faser zu verschiedenen Zeiten verlassen. Somit ist das Intensitätsbild in der Zeit repräsentativ für die Intensitätsverteilung in der Wellenlänge. Anschließend wird das Licht durch das zu vermessende Medium geleitet und hierdurch eine Absorption auf das Signal aufgeprägt. Mittels einer Hochgeschwindigkeits-Photodiode und eines Oszilloskops wird dieses Signal im Anschluss in der Zeit detektiert. Mit Hilfe einer Charakterisierung der Transfer-Funktion im DCM kann dieses Signal aus der Zeit in den Wellenzahl-Bereich übertragen werden.

Die gewählte Dispersion ist mit der Filterung und der Puls-Frequenz der Quelle (meist im MHz-Bereich) gekoppelt. Durch die Pulsrate wird der Abstand zweier Pulse, die noch voneinander separierbar sind, festgelegt. Dieser Zeitraum kann mit dem dispergierten Puls gefüllt werden, wobei hierbei abhängig von der Dispersion (und damit der Pulslänge nach Dispersion) die Filterung gewählt werden muss. Diese Abhängigkeit erlaubt es, das System auf den jeweiligen Anwendungsfall anzupassen. Wird beispielsweise in Hochdruck-Umgebungen gemessen, so kann, bedingt durch die inhärente Verbreiterung der Absorptionslinien, die optische Auflösung durch Reduktion der Dispersion reduziert werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Hierdurch benötigen die dispergierten Pulse weniger Zeit und es kann entweder die Repetitionsrate oder der spektrale Inhalt erhöht werden.

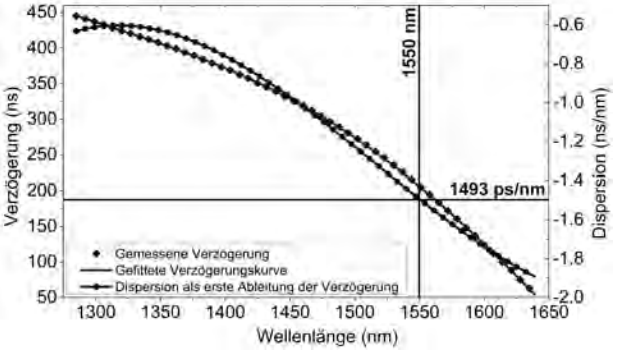


Bild 2: Charakterisierung der Transfer-Funktion eines DCMs für den Wellenlängen-bereich zwischen 1250 nm und 1650 nm. Diese Charakterisierung wurde mittels einer Verzögerungsmessung von schmalbandigen Pulsen verschiedener Wellenlängen durchgeführt. Die erste Ableitung der Delays stellt die Dispersion dar.

Das erfasste Spektrum wird nun mittels einer spektralen Datenbank (HITRAN 2012, siehe [6]) ausgewertet. Hierbei werden berechnete Modellspektren mittels Fitting (inklusive eines mathematischen Modells für das Signal ohne Absorption) an das gemessene Signal angenähert. Für die Modellierung der Absorptionslinien wird ein Voigt-Linienform-Modell verwendet. Für Details zur Auswertung sei auf [7] verwiesen, welche die Auswertungsalgorithmen und die Besonderheiten bei SCLAS im Detail diskutiert. Durch die gleichzeitige Bestimmung von Druck, Konzentration und Temperatur sowie des absorptionsfreien Signals mittels eines Least-Square-Fits (Trust-Region) unter Beachtung aller relevanten spektroskopischen und elektrischen Effekte wird eine sehr hohe Fit-Qualität erzielt (siehe Abschnitt Ergebnisse).

Mit der SCLAS steht damit eine moderne und vielfältig einsetzbare Absorptionsmesstechnik für breitbandige Messungen zur Verfügung. Ein SCLAS System ist komplett Faser-basiert und kann, wie auch TDLAS Systeme, direkt in situ im Prozess angewendet werden. Durch die Erfassung breitbandiger Spektren können simultane Multi-Parameter-Multi-Spezies-Messungen durchgeführt werden. Durch derartige Messmöglichkeiten ist die SCLAS prädestiniert für die Anwendung in Hochdruck-Verbrennungssystemen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2.2 Validierung der SCLAS für Messungen in Flammen mittels Referenzbrenner

Um die Eignung der SCLAS für den Einsatz in Flammen und Verbrennungsumgebungen zu überprüfen, wurden Untersuchungen an einem Wolfhard-Parker Brenner durchgeführt (siehe [8]). Hierbei handelt es sich um einen laminaren, nicht vorgemischten offenen Brenner, der mit einer Vielzahl von Messtechniken untersucht wurde und somit als Referenz für eine Validierung genutzt werden kann (vgl. [9]). Der Brenner verfügt über drei parallel angeordnete rechteckige Düsenaustritte, wobei aus der mittleren Düse Brennstoff (Methan) und aus den beiden äußeren Düsen Luft austritt. Somit bilden sich zwei Flammenäste aus. Mittels SCLAS wird nun entlang der Flammenflächen mit einer Absorptionsstrecke von 41 mm integrativ gemessen (Line-of-Sight). Diese Messung wird entlang der transversalen Achse der Flammenflächen wiederholt. Somit entsteht ein Profil über die beiden Flammenfronten (aus der einen Luft führenden Düse über die Brennstoffdüse zur anderen Luftdüse). Die Ergebnisse für die Messung von Methan im Verbrennungsfall sind in Abbildung 3 dargestellt.

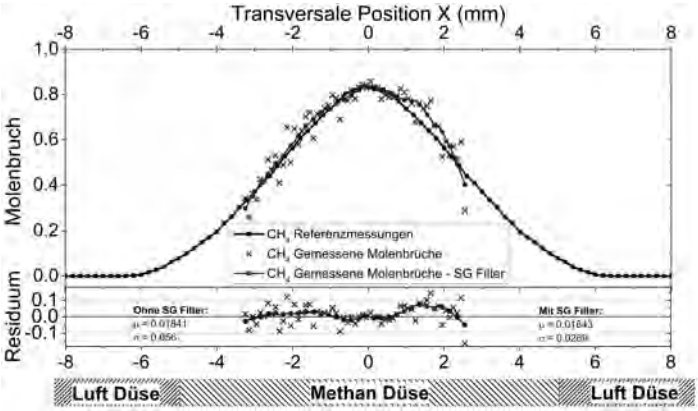


Bild 3: Validierungsmessung der SCLAS für Methan am Wolfhard-Parker Brenner im Verbrennungsfall. Zur besseren Vergleichbarkeit wurden die Messergebnisse zusätzlich mittels des Savitzki-Golay-Filters (SG) geglättet.

Ausgehend von dieser Validierung gilt es nun, das Potenzial der SCLAS auf andere Problemstellungen zu übertragen, bspw. die innermotorische Verbrennung. Hierbei gilt es auch die zur Erfassung und Auswertung der Daten notwendigen Algorithmen an die neuen Anforderungen anzupassen und weiterzuentwickeln. Besonders die Ausweitung auf nicht

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

gasförmige Ersatzkraftstoffe, wie Iso-Oktan, verspricht neue Erkenntnisse und die Ausweitung der Anwendungsfelder der SCLAS in Richtung Hochdruckverbrennungssysteme.

3. In situ Multi-Parameter-Messungen im Forschungs-Verbrennungsmotor

Um die Leistungsfähigkeit der SCLAS Messtechnik für Anwendungen in der Verbrennungsforschung zu evaluieren, wurde eine Erprobung des Systems an einem Forschungs-Verbrennungsmotor („Glasmotor“) durchgeführt. Hierbei lag der Schwerpunkt zuerst auf der Messung von Methan (CH_4) im geschleppten Betrieb mittels der Absorptionsbanden im NIR (um 1650 nm). Bei späteren Versuchen wurden auch Messungen von Iso-Oktan durchgeführt. Hierbei hat sich allerdings gezeigt, dass für eine konsistente Auswertung der Iso-Oktan Messung weitere Grundlagen in der Modellierung der relevanten Spektren gelegt werden müssen, sodass diese Messungen in dieser Arbeit nur als erster Schritt zu verstehen sind.

3.1 Messaufbau am Forschungs-Verbrennungsmotor

Der verwendete Forschungs-Verbrennungsmotor erlaubt wahlweise die Nutzung eines Glasliners oder eines Stahlliners. Auf Grund der Faser-Kopplung und des Line-of-Sight Ansatzes der SCLAS wurde auf einen modifizierten Stahlliner zurückgegriffen, der mittels einer Hülse mit einem 12 mm großen, doppelt-gekeilten Saphir-Fenster im Bereich des Kolbendaches ausgestattet wurde. Die Position wurde so gewählt, dass der Strahl zu keinem Zeitpunkt im Zyklus vom Kolben verdeckt ist.

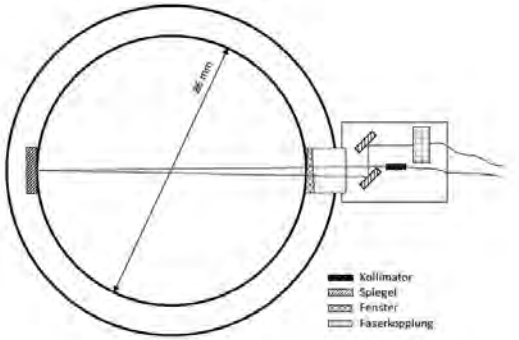


Bild 4: Schematische Darstellung des Messaufbaus am Forschungs-Verbrennungs-motor. Mittels einer Dual-Pass-Anordnung wurde eine Gesamt-absorptionsstrecke von 0,172 m erreicht. Mit Hilfe der beiden Periskop-Spiegel und der Faserkopplung konnte das kollimierte Licht nach Passieren des Zylinders wieder in eine 50 µm Multimode-Fiber eingekoppelt werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Stahlhülse wurde mit dem Fenster in einem Füge-Prozess verbunden, sodass das Fenster bis zu 300 bar gedichtet ist. Der Lichtstrahl durchläuft den Kolben zweimal, wobei die Umlenkung mittels eines in der Zylinderwand montierten Gold-Spiegels erfolgt. Direkt an der Hülse wurde eine Periskop-Anordnung aus zwei Spiegeln vorgesehen, welche eine Justage des optischen Weges erlaubt. Nach Verlassen des Zylinders wird der Strahl wieder in eine Multimode-Fiber eingekoppelt (50 µm) und anschließend mit einer Highspeed-Photodiode und einem 20 GHz Oszilloskop detektiert. Da in der Messung lediglich Methan erfasst wurde, konnte auf eine Spülung der externen Komponenten verzichtet werden. Der Aufbau am Zylinder ist in Bild 4 dargestellt.

Um den spektralen Inhalt der Pulse zu limitieren und damit bei gleichbleibender Dispersion von – 500 ps/nm (bei 1550 nm) die Repititionsrate zu erhöhen, wurde eine Filterung verwendet, die Wellenlängen unterhalb von 1500 nm blockt. Somit ergibt sich ein spektraler Inhalt nach Filterung und DCM von 1500 nm bis ungefähr 1740 nm (bedingt durch die Transmissionseigenschaften des DCMs). Mit diesem spektralen Inhalt konnte ohne Puls-Überlappung eine Repititionsrate von 6,667 MHz erreicht werden. In Kombination mit einer Sampling-Rate von 40 GS/s und einer Speichertiefe des Oszilloskops von 80 MS pro Kanal ergibt sich eine effektive Messzeit von 2 ms pro Messung (~ 13300 Pulse). Dies entspricht bei 800 Umdrehungen pro Minute einer Abdeckung von annähernd 9,6 CAD. Somit werden pro 1 CAD ungefähr 1330 Pulse der SCL aufgezeichnet. Für die hier dargestellten Messungen wurde eine CH_4-Einspritzzeit von 40 ms gewählt, welche einem Volumenanteil von 18,96 % entspricht (erhöht gegenüber stöchiometrischem Verhältnis). Für jede Messung wurden 200 Zyklen des Motors durchlaufen. Hierbei wurde die SCLAS Messung jeweils im 150. Zyklus zu verschiedenen Kurbelwinkel-Positionen durchgeführt.

3.2 Auswertung der Messungen

Für die Auswertung wurde ein Least-Square-Fitting verwendet. Hierbei werden die relevanten Methan-Absorptionslinien gemäß HITRAN 2012 (vgl. [6]) mit einer Voigt-Lineshape-Funktion als Spektrum simuliert und in Kombination mit einem Hintergrund auf Spline-Basis hinsichtlich Molenbruch Methan, Druck und Temperatur durch einen Trust-Region-Algorithmus simultan optimiert. Hierdurch ist sichergestellt, dass kein iteratives Fitting von Hintergrund und Spektrum erforderlich ist. An Hand eines Methan Spektrums bei bekanntem Druck und Temperatur wird zu Beginn eine Dispersionsregression durchgeführt, um die Funktion zur Abbildung von Zeit in den Wellenzahl-Raum zu bestimmen (siehe

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 2). Um die Signal-Qualität (bedingt durch die SCL) zu erhöhen, wurde über die erfassten Grad Kurbelwinkel gemittelt (~ 10 CAD).

3.3 Ergebnisse für Methan

Die SCLAS-Messung zum Zeitpunkt 15 Grad Kurbelwinkel vor oberem Totpunkt ist in Bild 5 dargestellt. Sichtbar sind das gemessene Signal, sowie das durch Fitting bestimmte Signal (inklusive Hintergrund). Es wurde ein Molenbruch von 18,9 % bei einer Temperatur von 661 K und einem Druck von 11,6 bar bestimmt.

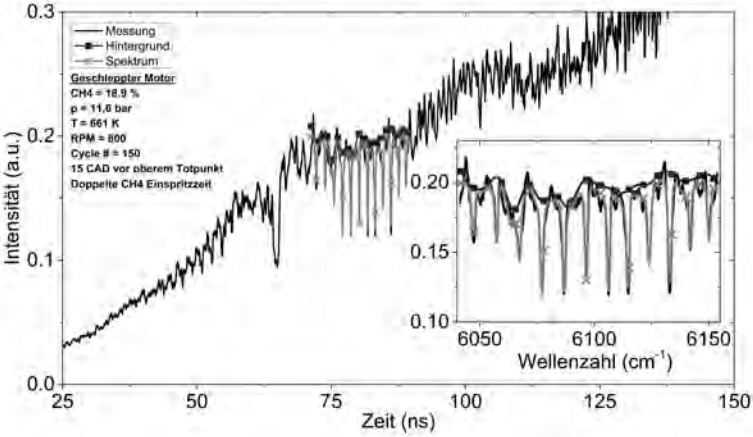


Bild 5: Messung im geschleppten Motor-Betrieb,15 Grad Kurbelwinkel vor oberem Totpunkt.

In Tabelle 1 ist eine Übersicht über verschiedene Messpunkte inklusive Referenz-Werten und der Abweichung zu diesen dargestellt. Die Referenz-Werte wurden entweder der Indizierung mittels Drucksensor (Indicom) der Motorsteuerung entnommen oder entstammen einer isentropen Berechnung der Temperatur für den Fall eines geschleppten Betriebs mit stöchiometrischem Methan-Anteil, sodass die Abweichungen in der Temperatur durch den erhöhten Methan-Anteil bedingt sein können.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 1: Überblick über verschiedene SCLAS Messpunkte; Abweichungen zu den Referenzwerten sind in den Klammern dargestellt.

CAD	Molenbruch (18,96 %)	Druck SCLAS	Druck Indicom	Temperatur SCLAS	Temperatur Isentrop
- 20 bTDC	18,07 % (4,7 %)	9,3 bar	9,38 bar (0,9 %)	608 K	621,05 K (2,1 %)
- 15 bTDC	18,90 % (0,3 %)	11,6 bar	10,50 bar (9,8 %)	661 K	643,35 K (2,7 %)
- 10 bTDC	19,57 % (3,2 %)	11,2 bar	11,39 bar (1,7 %)	680 K	658,85 K (3,3 %)

4. Zusammenfassung

Die SCLAS hat sich als vielseitiges und besonders für die Hochdruck-Verbrennungsforschung interessantes und wichtiges Werkzeug erwiesen. Ausgehend von der Validierung im Modellbrenner und Anwendung für Hochdruck-Multiparameter-Messungen wurde die SCLAS für die Anwendung im Forschungs-Verbrennungsmotor weiterentwickelt. Es konnten erfolgreich Messungen im Zylinder eines Forschungs-Verbrennungsmotors durchgeführt werden, wobei neben der Konzentration des Brennstoffs auch der Druck und die Temperatur optisch gemessen wurden. Die gemessenen Werte stimmen gut mit den Referenz-Werten überein. Die SCLAS Messtechnik hat sich somit im Einsatz an einem Verbrennungsmotor bewährt. Mit dieser Entwicklung ergeben sich neue Anwendungsfelder für die SCLAS, wie beispielsweise Hochdruck-Prozessreaktoren der chemischen Industrie.

5. Ausblick

Ausgehend von den gegenwärtigen Eigenschaften und Charakteristiken eines SCLAS Systems lassen sich drei wesentliche Ansätze zur Verbesserung identifizieren. Zum einen muss die SCL Lichtquelle hinsichtlich der Notwendigkeit zur Mittelung mehrerer Pulse optimiert werden. Hierbei gibt es Ansätze, die durch eine Anpassung der Dispersionscharakteristik der in SCLs verwendeten Fasern (Vermeidung des anomalen Dispersionsregimes) die Varianz von Puls zu Puls und somit die erforderliche Mittelung signifikant zu reduzieren (siehe [4]). Zusätzlich bedarf es der Weiterentwicklung von Modellierungsansätzen für breitbandig absorbierende Gase. Nur bei einer konsistenten Modellierung und Charakterisierung der verwendeten Spektral-Modelle kann eine verlässliche Messung der Gaskonzentration dieser Stoffe erfolgen. Da auch Flüssigkeiten ähnliche Absorptionseigenschaften aufweisen, wäre auch die Erweiterung auf die Diagnostik von dünnen Filmen eine potenziell interessante Anwendung für die Zukunft. Des Weiteren

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

bedarf es einer Optimierung der Datenerfassung und Speicherung von Messdaten. Hierbei ist eine kontinuierliche Messung wünschenswert, wobei allerdings diese wiederum erhebliche Anforderungen an Auswerte-Algorithmen hinsichtlich einer Echtzeit-Auswertung stellen würde. Weiter in der Zukunft liegt die Ausweitung dieses Messprinzips auf den MIR-Bereich. Hierbei sind signifikante Entwicklungen und Neuerungen im Bereich der MIR-Fasern notwendig. Einhergehend mit der Entwicklung von Fasern für diesen Wellenlängen-Bereich müsste auch die Entwicklung der notwendigen schnellen Photodioden für den MIR-Bereich erfolgen.

Danksagung

Diese Arbeiten wurden über die UNICO-Initiative der TU Darmstadt, sowie den SFB/TRR 150 „Turbulent chemisch reagierende Mehrphasenströmungen in Wandnähe“ (Projekt A05) gefördert.

Literatur

[1] Stritzke F, van der Kley S, Wagner S, “Messung absoluter Ammoniak-Konzentrationen mittels in-situ TDLAS und Bestimmung der räumlichen Verteilung in einer SCR-Abgas-Umgebung”, 27. Deutscher Flammentag, Clausthal-Zellerfeld, Volume: 2267 - ISBN 978-3-18-092267-6, 2015

[2] Goldenstein C S, Strand C L, Schultz I A, Sun K, Jeffries J B, Hanson R K, “Fitting of calibration-free scanned-wavelength-modulation spectroscopy spectra for determination of gas properties and absorption lineshapes”, *Applied Optics*, **53**, 356-367 (2014)

[3] Orofino T A, Unterleitner F C, “Optical fibers for dispersion in the time domain”, *Applied Optics*, **15**, 1907-1909 (1976)

[4] Dupont S, Qu Z, Kiwanuka S S, Hooper L E, Knight J C, Keiding S R, Kaminski C F, “Ultra-high repetition rate absorption spectroscopy with low noise supercontinuum radiation generated in an all-normal dispersion fibre”, *Laser Physics Letters*, **11**, 75601-75608 (2014)

[5] Blume N G, Wagner S, “Novel time-of-flight fiber dispersion measurement technique using supercontinuum light sources and acousto-optical tunable filters”, *Applied Optics*, **54**, 6406-6409 (2015)

[6] Rothman L S et al., “The HITRAN2012 molecular spectroscopic database”, *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*, **130**, 4-50 (2013)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[7] Blume N G, Ebert V, Dreizler A, Wagner S, “Broadband fitting approach for the application of supercontinuum broadband laser absorption spectroscopy to combustion environments”, *Measurement Science and Technologies*, **27**, 15501-15513 (2016)

[8] Blume N G, Wagner S, “Broadband supercontinuum laser absorption spectrometer for multiparameter gas phase combustion diagnostics”, *Optics Letters*, **40**, 3141-3144 (2015)

[9] Norton T S, Smyth K C, Miller J H, Smooke M D, “Comparison of Experimental and Computed Species Concentration and Temperature Profiles in Laminar, Two-Dimensional Methane/Air Diffusion Flames”, *Combustion Science and Technology*, **90**, 1-34 (1993)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Infrared Temperature Measurement of Flames for varying Combustion Conditions

Dr.Hans-Peter Vietze, Heitronics Infrarot Messtechnik GmbH,
65205 Wiesbaden

Abstract:

Infrared radiation thermometry is widely used in process control and remote temperature sensing. Several gases like CO, CO_2, H_2O and others exhibit strong emission bands in the infrared, making them ideal candidates for IR radiation thermometry. For combustion processes the 4.2…4.7 µm emission band of CO_2 is the preferred spectral range.

Different to solid objects, there is no fixed target measuring gaseous media. It is more like looking into fog and the measured temperature is something like an average over the sighting distance. The IR thermometer receives more radiation from regions close to it and less from regions further away. Radiation emitted further away is at least partly absorbed on its way to the sensor. The sighting distance depends on wavelength, gas concentration, pressure and temperature.

To get reliable results, a proper wavelength has to be chosen, otherwise you'll either stick in the colder outer layer of the flame or you'll look through it and measure the opposite wall. For standard applications in e.g. waste incinerators good spectral ranges have been established, which were found empirically.

To determine a suitable spectral range for different combustion conditions requires time consuming, sophisticated measurements using different filter combinations.

To overcome these difficulties I have created a mathematical model of the infrared properties of the flame/flue gas, which allows calculating the effective emissivity as a function of wavelength, CO_2-concentration, temperature and column thickness. From this it is easy to calculate the sighting distance for various combustion conditions. Thus it is possible to select a proper spectral range for e.g. smaller chamber dimensions, varying gas concentrations or lower temperatures.

I will describe the principle of the algorhythm, discuss its limitations and present several examples.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Temperature Measurement of Gaseous Media using Infrared Thermometry

Different to measuring solid objects there is no defined target, measuring gaseous media by infrared thermometry. It is more like looking into a fog: A person moving away from the observer slowly vanishes in the fog. After a certain distance it gets completely invisible.

For us the object of interest is the fog and not the person, means with increasing path length the IR signal increases. From a certain distance the signal will not increase further and stay at that level. Radiation emitted by regions behind this distance will not reach the infrared thermometer because it is absorbed on its way to the observer/ IR Thermometer. The (optical) density of the gas is increasing with:

- Concentration of the measured gas species
- Pressure
- Path length

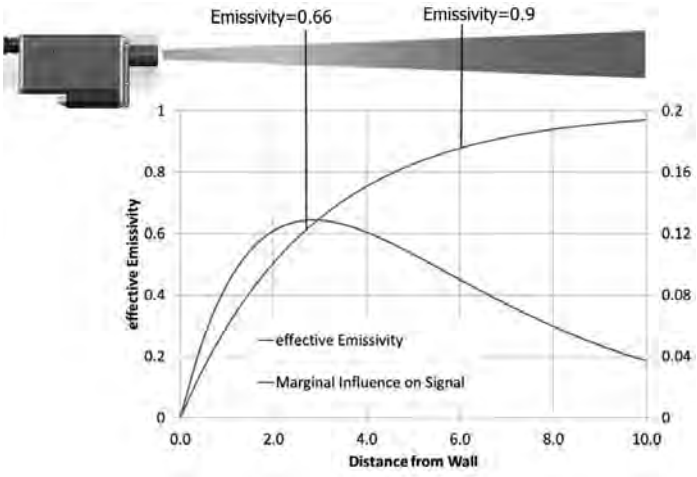


Fig. 1: Influence of path length on the temperature measurement

This is a fairly rough but descriptive picture of what is going on when measuring semitransparent media like gases. A more detailed mathematical description can be found in [1]

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. The CO_2-Absoption Band

The preferred band to measure flue gas temperature is the 4.24 µm CO_2-absorption band. This band changes its shape with temperature. At higher temperatures the longwave edge shifts to the right (towards longer wavelength) (see Fig.2).

CO_2 is transparent at e.g. 4.6 µm for temperatures around 300 °C, but absorbing at higher temperatures. Choosing the right filter the IR thermometer looks through the colder layers close to the wall and measures the hot core. Using the wrong wavelength you may get stuck in the outer layers and will measure significantly colder temperature than expected.

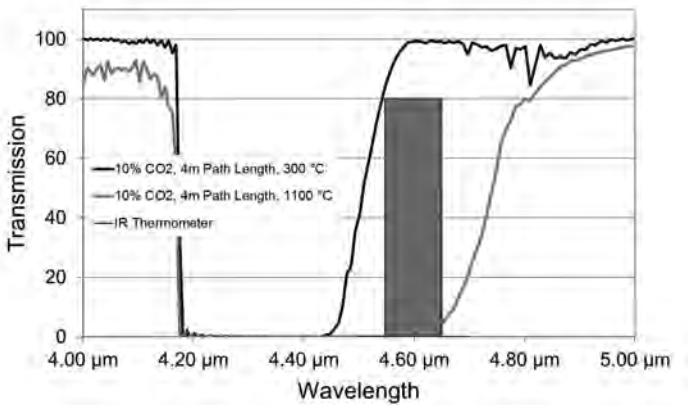


Fig. 2: Transmission spectra of CO_2 at 300 °C and 1100 °C

This behavior of the CO_2-band makes it possible to tune the instrument to a good sighting distance for e.g. small chamber dimensions, low flue gas temperatures etc.etc..

The sighting distance within the flue gas depends on the following parameter:

- CO_2-concentration
- Pressure
- Temperature
- Wavelength

Since concentration, pressure and temperature are given by the process the spectral band is left as a free parameter for tuning the sighting distance.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3. The Algorhythm

We start by calculating the transmission for various column thicknesses and for the (given) process parameter. Then calculate the emissivity using Kirchhoff's law, fold it with the filter characteristic and determine an effective emissivity from this.

The different steps of the algorhythm are illustrated in Figure 3. The graph shows a typical transmission curve for a 5% CO2 gas column of 0.5m length at 900 °C (red dashed line). From this, the emissivity is calculated using Kirchhoff's law (Emissivity = 1-Transmission)(blue dashed line). The emissivity of the column is folded with the filter characteristic (blue dotted line) obtaining an effective spectral response (bright green dashed and dotted line). The effective emissivity is then defined by comparing the integral over the effective spectral response to the integral over the filter characteristic. Putting these steps into one formula result in:

$$\varepsilon_{eff} = \frac{\int \left(1 - T_{CO2}(\lambda)\right) * T_{Filter}(\lambda) * d\lambda}{\int T_{Filter}(\lambda) * d\lambda}$$

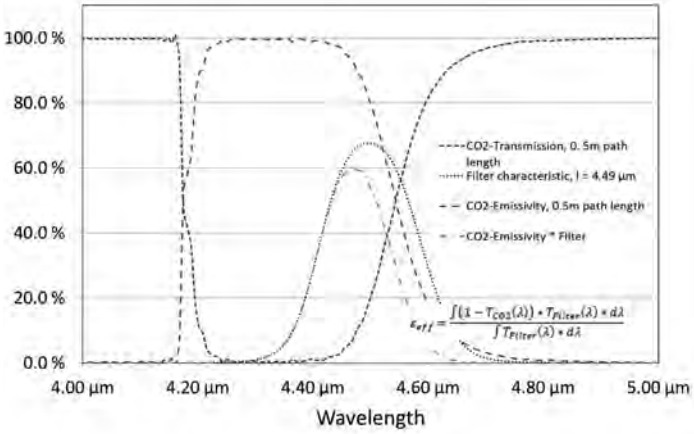


Fig. 3: Effect of filter spectrum and CO_2-spectrum on effective emissivity

Doing this for several column thicknesses and filters we create curves "effective emissivity vs path length" for a given filter (see Fig.4).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

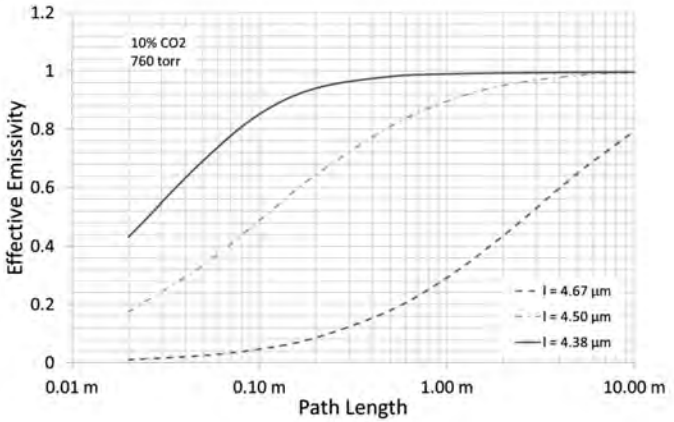


Fig. 4: effective emissivity vs path length at 900 °C

For each of these curves a sighting distance can be defined, e.g. by setting the effective emissivity to 1-1/e=0.632 and determine the inherent path length. This is done for several filters and a curve "sighting distance vs. wavelength" is created from the results (see fig.5).

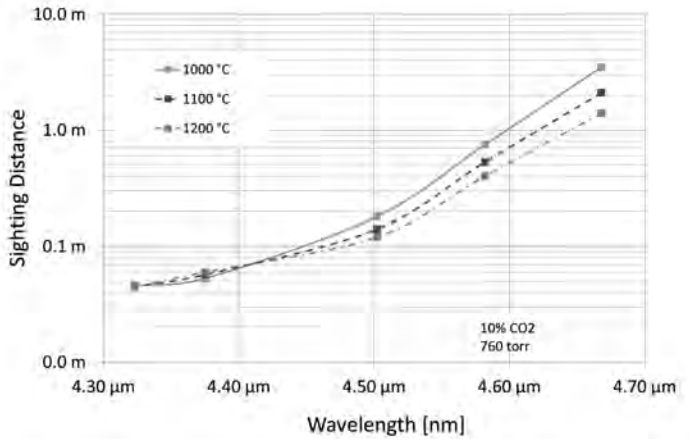


Fig. 5: sighting distance vs wavelength

Usually you are interested in measuring the temperature of the core of the flame or at a certain depth in the combustion chamber. Thus fig.5 can be used to select a proper wavelength/spectral band for the specific process conditions.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4. Examples

4.1 Example 1 - Waste Incineration

Flue gas temperature is a critical parameter for the selective non-catalytic reduction [3]. Infrared thermometry is a standard technique to measure the actual flue gas temperature, which is then used to control the injection level for the urea/ammonia.

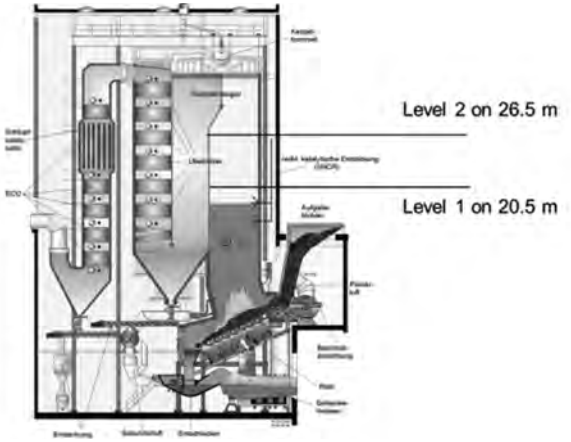


Fig. 6: Waste incineration plant

For most waste incinerators the combustion conditions are fairly similar:

- CO2-concentration: 9…11 %
- Temperature: 800…1200 °C, depending on level above grate
- Chamber dimensions: 6 x 6 m

Applying the above described algorhythm for these process parameter one finds that 4.6…4.7 µm is a good compromise to achieve a sighting distance of about 2…4 m at a 1000 °C.

This is consistent with empiric derived results for this application.

4.2 Example 2 - Temperature Measurement in a gas heating chamber

Vaillant is a well-known German manufacturer of gas heating systems with very compact dimensions. For R&D purposes they wanted to exchange/add a contactless temperature measurement to monitor the "flame" temperature in one of their chambers.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

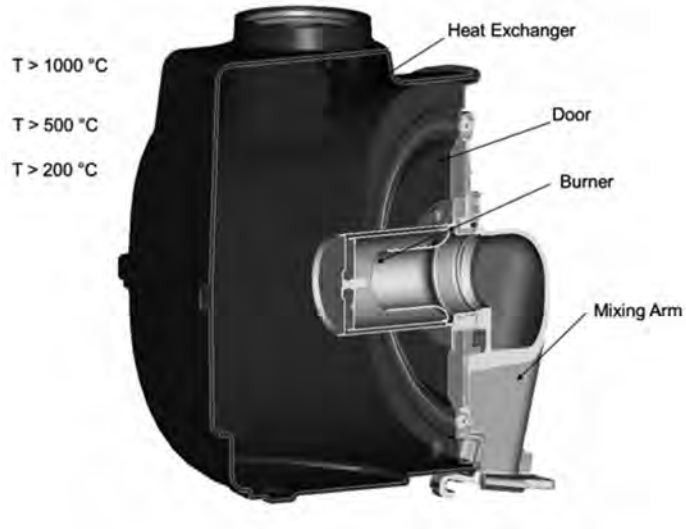


Fig. 7: Vaillant chamber

Under the given incineration conditions:

- CO_2-concentration: 8…10 %, »~1.25
- Temperature: 1000…1400 °C
- Chamber dimensions: 150 mm

A filter with the central wavelength 4.38 µm was found to be best suited.

Test measurements showed very satisfying results in good accordance with the expectations and with reference measurements done by a thermocouple.

Fig. 8: experimental Setup at Vaillant

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

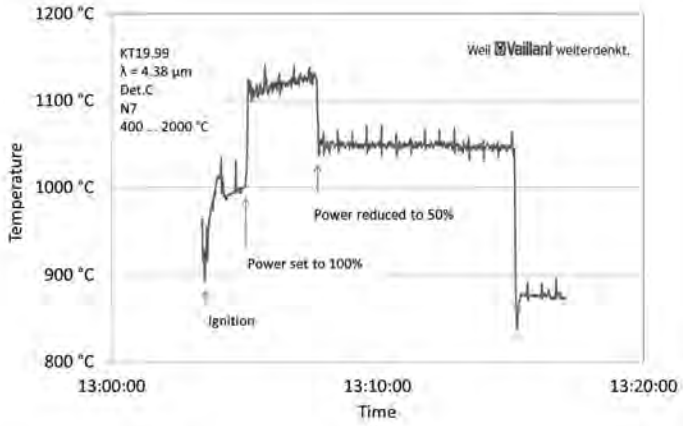


Fig. 9: temperature profile at Vaillant

4.3 Example 3 - Temperature Measurement in a chemical Reactor

A chemical company producing carbon based products is operating their reactors under the following process conditions:

Type of burner: gas

CO2-concentration: » ~ 1; 25% CO2

Pressure: 1400 mBar

Chamber diameter: 700 mm

Temperature is a critical parameter for their process and is therefore monitored by infrared thermometry.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

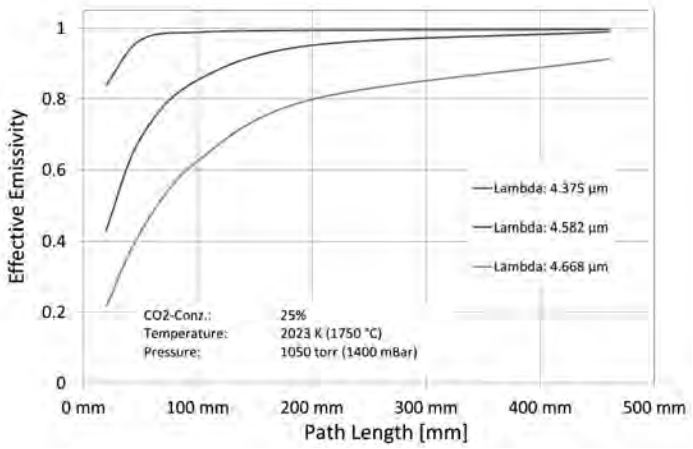


Fig. 10: effective emissivity vs.

From fig.10 you find, that at a wavelength of about 4.67 µm sighting distance is about 100…200 mm. This relatively short sighting distance is due to the higher combustion temperature, 40% higher pressure and 2.5 times higher CO_2 concentration. Thus the standard 4.67 µm instrument can be used for this small reactor.

The last one is a good example for the limits given by the physics of the CO_2-line. Going to shorter wavelengths sighting distance will decrease dramatically and the IR thermometer will basically measure the outer layer of the "flame". To go to longer wavelength is difficult for technical reasons

5. Implications:

The above developed model works very well under the following conditions:

- completed chemical reaction, thermodynamic equilibrium of the flame/flue gas
- constant process conditions
- low content of solids, dust or soot

Especially the last point is of importance! E.g. for coal firing combustion plants where often dust burners are used, the high content of solids and burning particles affects the sighting distance stronger than the gas composition and thus the algorhythm does not apply for such processes.

Solid particles especially when they are fine dispersed affect the sighting distance just by geometrically blocking the radiation. Under these conditions sighting distance is not only depending on the CO_2-band but also on the optical density caused by the solids.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Another critical point is that the chemical reaction should be completed to make sure that the CO_2-content is stable and the flue gas is in a thermodynamic equilibrium. Thus in a strict sense the measurement is not applicable to flames but to the flue gas.

6. Summary:

An algorhythm has been demonstrated, that is capable to predict sighting distance vs spectral band for various combustion conditions. Thus sighting distance can be adjusted individually according to the needs of the process.
The algorhythm is based on the 4.26 µm CO_2-absorption band.
For flames containing no CO_2 a similar but slightly different approach can be used to determine sighting distance.

7. References

[1] Peter Jürg Stuber, "Bestimmung von Flammentemperaturen aus Infrarot-Strahlungsintensitäten von H2O, CO2 oder Russ", Dissertation ETH Zürich 1996, ISBN: 3 260 05404 9

[2] William L.Wolfe, George J.Zissis, The Infrared Handbook, Environmental Research Institute of Michigan, 1989, ISBN: 0-9603590-1-X

[3] v.d.Heide,B.: Möglichkeiten und Grenzen des SNCR-Verfahrens, Energie aus Abfall, Bd.9 (2012), TK Verlag Karl Thome Kozmiensky, S.601-628

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Kinetische Untersuchung der partiellen Oxidation von Methan/DME und Methan/Ethanol-Gemischen

Dennis Kaczmarek, **Fikri Sen**, **Tina Kasper**, **Burak Atakan**,
Thermodynamik – Institut für Verbrennung und Gasdynamik,
Universität Duisburg-Essen
Sylvia Porras, **Robert Schießl**, **Ulrich Maas**, Institut für Technische Thermodynamik – Karlsruher Institut für Technologie

Kurzfassung

In der vorliegenden Studie werden brennstoffreiche CH_4/O_2-Gemische in einem Strömungsreaktor bei unterschiedlichen Temperaturen zur Reaktion gebracht und das entstehende Produktspektrum analysiert. Die Experimente erfolgen bei einem Äquivalenzverhältnis von ¦ = 20, einem Druck von 6 bar und Temperaturen zwischen 473 und 973 K. Da reines Methan sehr reaktionsträge ist, wird zusätzlich der Einfluss von Dimethylether bzw. Ethanol auf den Reaktionsablauf untersucht. Beide Additive führen dazu, dass Methan bereits bei niedrigeren Temperaturen umgesetzt wird und verändern zudem die Produktspektren. Die experimentellen Daten werden zusätzlich mit Modellvorhersagen aus Simulationen verglichen. Dabei werden sowohl der Reaktionsmechanismus von Burke et al. und der eigens entwickelte Polygenerations-Mechanismus (PolyMech) verwendet.

1. Einleitung

Die angestrebten CO_2-Einsparungen führen zu einem kontinuierlichen Ausbau des sogenannten regenerativen Energiesektors. Das damit verbundene Versorgungsproblem aufgrund der fluktuierenden Energiequellen (Sonne, Wind) kann auch als ein Wandlungsproblem betrachtet werden, da Energie in einer jeweils lokal und zeitlich geeigneten Form bereitgestellt bzw. gespeichert werden muss. Neuartige Konzepte und Verfahren, die eine flexible Energiewandlung und eine dezentrale Energiespeicherung ermöglichen, gewinnen daher zunehmend an Bedeutung. Ein Lösungsansatz hierfür ist die Entwicklung von Polygenerationsprozessen, die ein schnelles Umschalten von der verbrennungsbasierten Energieerzeugung zur Produktion von höherwertigen Chemikalien aus Brennstoffen (z.B. Erdgas) im selben Aggregat ermöglichen [1]. Die Herstellung dieser Chemikalien erfolgt unter brennstoffreichen Bedingungen durch partielle Oxidation des

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

verwendenden Kraftstoffes. Diese Bedingungen sind weit von den konventionellen Betriebsparametern von Verbrennungsmotoren (engl. Internal Combustion Engine (ICE)) entfernt und wurden bisher kaum erforscht. Um solche Prozesse erfolgreich umzusetzen, ist daher ein grundlegendes Verständnis der zugrundeliegenden chemischen Kinetik erforderlich [1]. Reaktionsmechanismen, die für die Modellierung der hier erwünschten Stoffwandlungsprozesse benötigt werden, sowie die zur Validierung neuer Mechanismen benötigten experimentellen Daten sind allerdings kaum in der Literatur zu finden.

Anhand thermodynamischer Berechnungen konnte Atakan [2] zeigen, dass ein brennstoffreich betriebener Gasturbinenprozess ein geeignetes Verfahren zur gleichzeitigen Bereitstellung von Arbeit und nützlichen Chemikalien wie Wasserstoff (H_2) und Kohlenmonoxid (CO) in einem Polygenerationsprozess sein könnte. Hegner et al. [3] untersuchten die Trennung der Produktgase und die weitere Nutzung der Prozesswärme in einem Motor mit homogener Kompressionszündung (engl. Homogeneous Charge Compression Ignition (HCCI)). Der Polygenerationsprozess wurde dabei mit 40% Kraftstoffeinsparung als deutlich effizienter eingestuft als die getrennte Bereitstellung von Arbeit, Wärme und Chemikalien. Eine weitere Modellierungsstudie zu brennstoffreich betriebenen HCCI-Motoren findet sich in [4].

In dieser Arbeit wird hauptsächlich Methan als Brennstoff verwendet, da dieses der Hauptbestandteil von Erdgas ist. Die homogene partielle Oxidation von Methan wurde zuvor von Glarborg et al. und Rytz et al. in Hochdruck-Strömungsreaktoren [5-10] intensiv erforscht. Dagaut et al. [11] untersuchten ähnliche Bedingungen in einem Jet-stirred Reaktor. Soll Methan als Brennstoff in HCCI-Motoren eingesetzt werden, so sind für die Einleitung der Reaktion hohe Temperaturen erforderlich. Um die für den Methanumsatz benötigte Temperatur zu senken, können der Brennstoff/Luft-Mischung Additive als Reaktionsbeschleuniger beigemischt werden [12, 13]. Hierbei erwies sich insbesondere DME als geeignete Substanz, um die Selbstzündung von Methan zu fördern [14]. In [15] wurden zudem CH_4/DME-Gemische bei ¦ = 2 in einem Strömungsreaktor untersucht, mit dem Ergebnis, dass DME bereits bei geringeren Temperaturen zu einer Radikalbildung neigt und dadurch zu einer Beschleunigung des Methanumsatzes führt.

Das Ziel dieser Studie ist die Bereitstellung experimenteller Daten zur partiellen Oxidation von Methan, gemessen in einem Strömungsreaktor bei ¦ = 20, p = 6 bar und T = 473–973 K. Die Experimente wurden für reines Methan (CH_4) und CH_4/Additiv-Gemische durchgeführt. Hierbei wurden Dimethylether (DME) und Ethanol (EtOH) als Reaktionsbeschleuniger verwendet. Die Ergebnisse wurden anschließend mit Simulationsprognosen des für CH_4/DME-Gemische entwickelten Reaktionsmechanismus von

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Burke et. al. [16] und des neu entwickelten Polygenerationsmechanismus (PolyMech) [17] verglichen.

2. Versuchsaufbau

Bild 1 zeigt eine schematische Darstellung des Versuchsaufbaus.

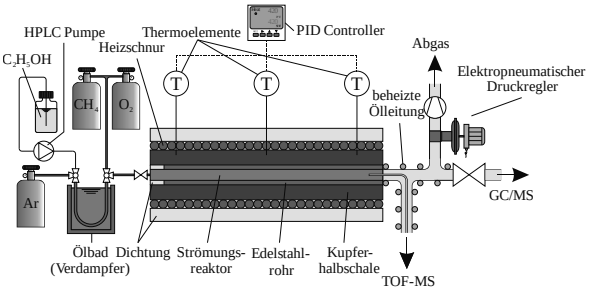


Bild 1: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus

Das Kernstück des Strömungsreaktors bildet ein Quarzrohr mit einem Innendurchmesser von 6 mm. Quarz wurde wegen seines inerten Verhaltens und der hohen Temperaturstabilität verwendet. Obwohl Edelstahl die bessere Wahl für Hochdruckanwendungen wäre, zeigten frühere Untersuchungen, dass ein Edelstahlrohr zur totalen Oxidation der Zwischenprodukte (z. B. Methanol) führt [18,19]. Das Quarzrohr ist aus Sicherheitsgründen in ein Edelstahlrohr eingebettet. Der Spalt zwischen dem Quarz- und dem Edelstahlrohr wird mit einem Teflonband und einem keramischen Kleber am Reaktoreingang versiegelt, um einen Reaktantenabfluss zu verhindern. Der Spalt am Reaktorausgang hingegen ist nicht versiegelt, so dass einige Produktgase in diesen hinein diffundieren können. Folglich ist der Druck innerhalb und außerhalb des Quarzrohres gleich und der Druckgradient wirkt entlang des Edelstahlrohrs. Der Reaktor wird durch Heizbänder erwärmt, welche um zwei Kupferschalen gewickelt sind, die wiederum das Edelstahlrohr umschließen. Dieser Aufbau sorgt für eine ausgedehnte, isotherme Reaktionszone. Die Temperaturprofile im Inneren des Reaktors wurden vor Beginn der Experimente ermittelt und sind in Bild 2 dargestellt.

Es ist anzumerken, dass die isotherme Reaktionszone 20 cm kürzer als die Gesamtreaktorlänge von 65 cm ist. Die Temperatur wird durch einen PID-Regler und zwei Typ-K-Thermoelemente geregelt. Die Thermoelemente sind in kleinen Bohrungen der Kupferhalbschalen positioniert.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Gase werden durch MKS-Massenflussregler und das flüssige Additiv (hier EtOH) durch eine HPLC-Pumpe (Bischoff) in den Reaktor dosiert. Ethanol wird dabei in ein 1 m langes Edelstahlrohr eingespritzt, das mehrmals gebogen und in ein Ölbad mit einer Temperatur von 423 K getaucht wird. Am Einlass des Verdampfers wird das Additiv mit Stickstoff bzw. Argon vermischt, die in den Experimenten als Verdünnungsgase eingesetzt werden. Das Verdünnungsgas transportiert die Flüssigkeit durch das Ölbad, wo diese schließlich verdampft wird. Direkt vor dem Reaktoreinlass wird das Trägergas/EtOH-Gemisch mit CH_4 und O_2 vermischt.

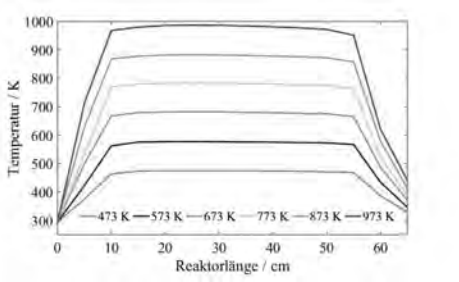


Bild 2: Gemessene Temperaturprofile

Zur Analyse der Produktgase ist der Reaktor über ein Feindosierventil mit einem Flugzeitmassenspektrometer gekoppelt. Dabei wird ein kleiner Teil der Reaktionsgase über das Ventil in die Ionisationskammer des Spektrometers überführt, wo durch Elektronenstoß bei 20 eV ionisiert wird. Die restlichen Gase werden über eine Drehschieberpumpe abgeführt.

Um die detektierten Spezies zu quantifizieren, müssen die resultierenden Signale mit Kalibrationsmessungen verglichen werden. Diese Messungen erfolgen mit binären Kaltgasgemischen bekannter Zusammensetzung unter Verwendung der gleichen Geräteeinstellungen wie in den Experimenten. Hierbei sollten jeweils drei bis fünf Mischungen unterschiedlicher Zusammensetzung verwendet werden, sodass nach Gleichung 1 ein Kalibrationsfaktor k bestimmt werden kann. Für die Berechnung der Molanteile der einzelnen Spezies kann dann auf k und Gleichung 1 zurückgegriffen werden.

$$\frac{V_I}{V}$$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

V_i=Integrierte Signalintensität der Spezies i

{ $_i$= Molenbruch der Spezies i

n_i#Kalibrationsfaktor der Spezies i

Da die Gesamtstoffmenge am Reaktoraustritt nicht bekannt ist, wird der bekannte Molanteil der verwendeten Trägergase (Ar bzw. N_2) am Reaktoreinlass als Referenz genutzt. Dies wird bei den Simulationen berücksichtigt, um eine bessere Vergleichbarkeit zu gewährleisten.

Die Experimente wurden unter brennstoffreichen Bedingungen (¦ = 20) bei einem Druck von 6 bar im Temperaturbereich zwischen 573 und 973 K durchgeführt. Die Reaktionsbedingungen sind in Tabelle 1 dargestellt. Die Gasströme wurden so gewählt, dass Plug-Flow-Bedingungen gewährleistet sind [15, 20].

Tabelle 1: Strömungsbedingungen (Mol%)

%CH_4	%O_2	%DME	%EtOH	Trägergas	%Trägergas	¦
35,7	3,57	-	-	N_2	60,73	20
35,7	3,57	1,79	-	Ar	58,94	21,5
25,8	2,78	-	1,29	N_2	70,13	20

Um die Reaktionsmechanismen für die Reaktionsbedingungen von Polygenerationsprozessen zu validieren, werden die experimentellen Ergebnisse mit Simulationen verglichen. Für diese Simulationen wird das Plug-Flow-Modul von ANSYS Chemkin 17.0 [21] in Kombination mit dem Reaktionsmechanismus von Burke et al. [16] sowie dem eigens entwickelten Polygenerations-Mechanismus (PolyMech) [17] verwendet. Beide Mechanismen wurden bereits gegen zahlreiche Experimente validiert, allerdings nur für Äquivalenzverhältnisse zwischen 0.3 und 2 (Burke) bzw. 6 und 15 (PolyMech). Experimente unter noch brennstoffreicheren Bedingungen wurden somit noch nicht zur Validierung der Mechanismen herangezogen.

3. Reaktionsmechanismus

Aufgrund der nur begrenzt verfügbaren Mechanismen in der Literatur für die Beschreibung der Verbrennung und Oxidation von CH_4/Additiv-Gemischen bei sehr hohen Äquivalenzverhältnissen (¦ > 6) wurde ein neuer Reaktionsmechanismus für die Prognose von Polygenerationsprozessen entwickelt.

Der Polygenerationsmechanismus (PolyMech) ist ein C_1-C_4 Elementarreaktions-Modell, entwickelt für die Beschreibung von Zündverzugszeiten und Speziesverläufen von CH_4/DME-Gemischen für Polygenerationsprozesse (¦ = 6–15). Dieser Mechanismus stellt eine

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Kombination aus den Mechanismen von Hidaka et. al. [22], entwickelt für die Verbrennung und Pyrolyse des Methans, Heghes [23], entwickelt für die Beschreibung der konventionellen Verbrennung (1 < ¦ < 2) von C_1-C_4-Kohlenwasserstoffen und Zhao et al. [24], der die Oxidation von DME beschreibt. Der Mechanismus umfasst zudem Reaktionen zur Pyrolyse und Oxidation von Acetylen, Vinylacetylen, Propin und Allen [25-27].

Das kinetische Modell von Hidaka [22] ist in der Lage, die Pyrolyse und Oxidation von Methan vorherzusagen. Der Temperaturbereich 1350-2400 K, für den es entwickelt wurde, liegt weit über dem konventionellen Temperaturbereich von HCCI-Motoren, so dass der Mechanismus nicht dafür geeignet ist, den CH_4-Oxidationsprozess bei niedrigen Temperaturen zu beschreiben. Auf der anderen Seite wurde der Mechanismus von Heghes [23] für die Beschreibung der Oxidation von Brennstoffmischungen für ¦ < 2 entwickelt, aber nicht für die Prognose von Pyrolysevorgängen. Der vorgestellte Mechanismus vereint somit die Pyrolysereaktionen aus dem Hidaka-Mechanismus mit den Oxidationsreaktionen aus dem Heghes-Mechanismus. Zhaos DME-Mechanismus [24] wurde vor allem wegen der darin beschriebenen DME-Zersetzung und Oxidationsreaktionen hinzugefügt. Die drei genannten Mechanismen wurden sorgfältig kombiniert, sodass unerwünschte, doppelte Reaktionen und/oder Spezies vermieden wurden. Der Mechanismus wurde gegen experimentelle Daten (Zündverzugszeiten und Speziesverläufe), gemessen in einem Stoßrohr und einer Rapid Compression Machine (RCM), in den Bereichen: ¦ = 6–15, T = 600–1500 K und

p = 10–30 bar validiert. Nach verschiedenen Änderungen und Anpassungen von Geschwindigkeitskoeffizienten besteht der PolyMech aus 578 Reaktionen und 90 Spezies.

Vorherige Sensitivitätsanalysen, die für brennstoffreiche CH_4/DME-Gemische bei niedrigen Temperaturen (400-600 K) durchgeführt wurden, haben gezeigt, dass der DME-Submechanismus eine wichtige Rolle bei der Beschreibung der ersten Reaktionsschritte des Gemisches spielt, wo die Kettenverzweigung der dominierende Reaktionsweg ist. Dieser Weg führt zur Bildung von Keto-Hydroperoxid-Radikalen, die mit zunehmender Temperatur zu OH und zwei HCHO-Molekülen zersetzt werden.

Zudem wurde die Oxidation von reinem Methan unter brennstoffreichen Bedingungen analysiert. In diesem Fall stellte sich die H-Abstraktion vom Methanmolekül durch Methyl- und Wasserstoffradikale als sehr sensitiv heraus. Bei Temperaturen zwischen 700 und 900 K hingegen treten HO_2- und H_2O_2-Reaktionen in den Vordergrund, sodass die Reaktion von Methan mit dem Hydroperoxylradikal an Bedeutung gewinnt.

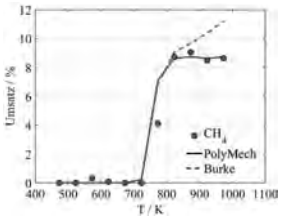
In dieser Arbeit wurde auch Ethanol (EtOH) als Reaktionsbeschleuniger eingesetzt. Ein Schwerpunkt in der Modellentwicklung des PolyMech war eine hohe Flexibilität bezüglich der

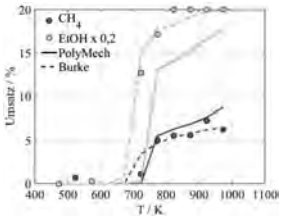
https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

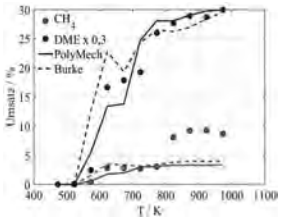
Ergänzung um weitere, prospektive Reaktionsverstärker (in diesem Fall EtOH) durch ein strukturiertes Layout in dem Aufbau des Mechanismus. Der Ethanol sub-Mechanismus war jedoch bereits in dem PolyMech vorhanden. Somit mussten keine neuen Reaktionen hinzugefügt werden.

4. Ergebnisse und Diskussion

Bild 3 stellt die Verläufe der Brennstoffumsätze als Funktion der Reaktortemperatur für alle untersuchten Mischungen (CH_4, CH_4/DME und CH_4/EtOH) dar. Zunächst fällt auf, dass der Methanumsatz in den Experimenten mit reinem Methan bei Temperaturen oberhalb von 723 K beginnt. Im Gegensatz dazu findet die Reaktion bei den Additivmischungen bereits bei Temperaturen um 673 K (Ethanol) bzw. um 523 K (DME) statt. Somit kann der Reaktionsbeginn durch die Zugabe von EtOH bzw. DME um 50 bzw. 200 K in Richtung niedrigerer Temperaturen verschoben werden. Dies ist auf die höhere Reaktivität der beiden Additive zurückzuführen.







(a) reines CH_4 (b) CH_4/EtOH Gemisch (c) CH_4/DME Gemisch

Bild 3: Umsatz der Edukte bei ¦ = 20 und p = 6 bar, Experimente und Simulationen

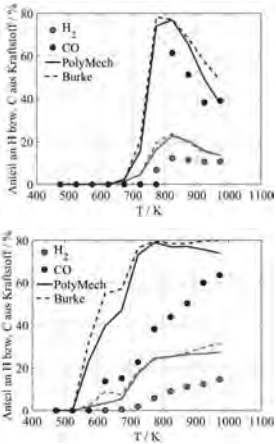
Bild 3 zeigt auch, dass der Reaktionsbeginn in den CH_4 und CH_4/DME-Mischungen von den Simulationen mit beiden Reaktionsmechanismen gut erfasst wird. In der CH_4/EtOH-Mischung wird von dem PolyMech allerdings keinerlei Effekt im Hinblick auf den Reaktionsstart vorhergesagt, wohingegen der Burke Mechanismus auch hier eine sehr gute

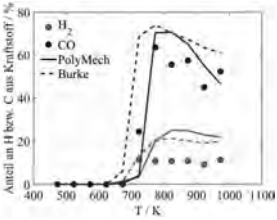
https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Übereinstimmung mit den experimentellen Daten aufzeigt. Auch die Brennstoffumsätze sind, mit Ausnahme des Methanumsatzes in der DME-Mischung, in guter Übereinstimmung mit den Simulationen. Gleiches gilt für die stufenförmigen Verläufe der Edukt-Molanteile in der DME-Mischung, wobei der Burke Mechanismus das Verhalten etwas überschätzt. Die Verläufe der Edukt-Umsätze werden von den Simulationen somit im Allgemeinen gut wiedergegeben. Besonders hervorzuheben ist hier jedoch die sehr gute Übereinstimmung zwischen der PolyMech-Modellvorhersage und den experimentellen Daten bei der Untersuchung von reinem Methan

Trotz des früheren Reaktionsbeginns wird keine Zu-, sondern eher eine Abnahme des Methanumsatzes festgestellt. In den Simulationen sinkt der Methanumsatz sogar um den Faktor 2 bei der DME-Mischung, wohingegen bei der Ethanol-Mischung, verglichen mit der reinen Methan-Mischung, nur eine geringe Abnahme zu verzeichnen ist. Der Grund dafür ist, dass der Ethanolverbrauch bei der gleichen Temperatur beginnt wie der Methanverbrauch, wodurch dem Methan noch ausreichend Sauerstoff für weitere Reaktionen zur Verfügung steht. In der DME-Mischung hingegen beginnt die Umsetzung des DMEs bei geringeren Temperaturen als die Umsetzung des Methans, sodass ein großer Teil des Sauerstoffs bei dem Beginn des Methanverbrauchs bereits verbraucht ist. Sobald kein Sauerstoff mehr vorhanden ist, wird eine weitere Umsetzung von Methan erst durch Pyrolyse ab Temperaturen oberhalb von 1200 K erwartet. Im Gegensatz zu den Simulationen zeigen die experimentell ermittelten Verläufe des DME- und Methanumsatzes einen weiteren, sprunghaften Anstieg bei Temperaturen größer 773 K. Insbesondere der Anstieg des Methanumsatzes kann nicht von Simulationen abgeschätzt werden und ist vermutlich auf das verwendete Simulations-Modell zurückzuführen. Generell ist der geringe Methanumsatz jedoch auf den hohen Brennstoff- und geringen Sauerstoffanteil im Ausgangsgemisch zurückzuführen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.





(a) reines CH_4 (b) CH_4/EtOH Gemisch (c) CH_4/DME Gemisch

Bild 4: Ausbeuten an Synthesegas-Spezies für ¦ = 20 und p = 6 bar.

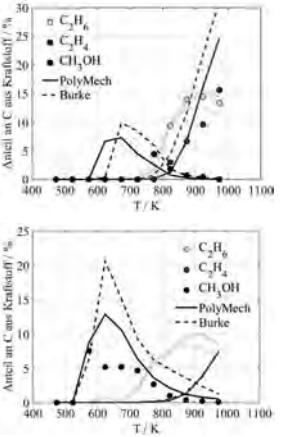
In Bild 4 sind die Ausbeuten an Synthesegas-Spezies (Wasserstoff und Kohlenmonoxid) dargestellt. Synthesegas ist eines der Hauptprodukte in dieser Studie. Die Simulationen mit beiden Mechanismen zeigen eine allgemeine Überschätzung der H_2 Ausbeuten für die drei betrachteten Gemische. Auch die Ausbeuten an CO werden teilweise überschätzt, wobei der PolyMech eine bessere Übereinstimmung mit den Experimenten zeigt als der Burke Mechanismus.

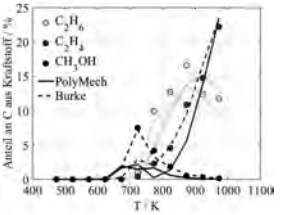
Bei dem CH_4/DME-Gemisch sind jedoch große Abweichungen zu den experimentellen Daten ersichtlich, obwohl beide Mechanismen nahezu identische Ausbeuten prognostizieren. Ab einer Temperatur oberhalb von 773 K bzw. 673 K bleiben die H_2 Ausbeuten in den Experimenten mit reinem Methan bzw. dem CH_4/EtOH-Gemisch auch bei steigender Reaktortemperatur bei etwa. 10 %, wohingegen in der CH_4/DME-Mischung ein kontinuierlicher Anstieg bis auf fast 20 % zu erkennen ist.

Bild 4 zeigt zudem, dass in den reinen Methan- und CH_4/EtOH-Gemischen eine maximale Ausbeute an CO bei einer Temperatur von 773 K erreicht wird, während bei höheren Temperaturen eine Abnahme der CO-Ausbeute stattfindet. Bei der CH_4/DME-Mischung ist bei CO, ähnlich wie bei H_2, ein kontinuierlicher Anstieg zu verzeichnen, wobei in den Simulationen ab Temperaturen größer 723 K konstante Werte von etwa 80 % erreicht werden. Ein Grund für die unterschiedlichen Verläufe könnte die Überlagerung der Signale von Ethen und CO in den Massenspektren sein. Ab Temperaturen von 823 K steigt die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Ethen Ausbeute in den Simulationen (siehe Bild 5) nahezu linear an, wohingegen in den Experimenten kein eindeutiges Signal für Ethen detektiert werden konnte. Ist die Annahme einer Überlagerung korrekt, so würde sich das bereinigte CO-Signal ähnlich verhalten wie in der Prognose der Modelle.





(a) reines CH_4 (b) CH_4/EtOH Gemisch (c) CH_4/DME Gemisch

Bild 5: Ausbeuten an ausgewählten Kohlenwasserstoffen

Die Ausbeuten weiterer wichtiger Produkte für Polygenerationsprozesse sind in Bild 5 dargestellt. Alle Gemische zeigen ähnliche Verläufe für Methanol, Ethan und Ethen. Methanol (CH_3OH) wird hauptsächlich im mittleren Temperaturbereich zwischen 600 und 800 K gebildet. In der CH_4/DME-Mischung findet die Methanolbildung jedoch in einem größeren Temperaturbereich statt als in den beiden anderen Mischungen. Dieses Verhalten ist auch in den von den Mechanismen prognostizierten Verläufen erkennbar, wobei der PolyMech eine bessere Übereinstimmung bei dem CH_4/DME-Gemisch und der Burke-Mechanismus eine bessere Übereinstimmung bei dem CH_4/EtOH-Gemisch aufzeigt.

Die Ausbeuten an Ethan (C_2H_6) steigen sowohl im Experiment als auch in den Simulationen mit zunehmender Temperatur an, wobei ab Temperaturen oberhalb von 900 K eine leichte Abnahme zu erkennen ist. Im CH_4/DME-Experiment hingegen konnte aufgrund von Signalüberlagerungen das C_2H_6-Signal nicht ausgewertet werden. Zusätzlich dazu wurde, wie zuvor bereits beschrieben, bei der Untersuchung des CH_4/DME-Gemisches, im Gegensatz zu den Simulationen, kein eindeutiges Ethen (C_2H_4)-Signal detektiert,

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

wohingegen die Untersuchungen der anderen Gemische eine Ethenbildung ab Temperaturen größer 723 K aufzeigen. Die Verläufe und Ausmaße der Ethenausbeuten werden von beiden Mechanismen sehr gut wiedergegeben, wobei der PolyMech eine bessere Übereinstimmung bei dem Methangemisch und der Burke Mechanismus eine leicht bessere Übereinstimmung bei der CH_4/EtOH-Mischung aufweist. Ein ähnliches Ergebnis zeigt sich im Hinblick auf den Verlauf und die Höhe der Ethenausbeute.

5. Zusammenfassung

In der vorliegenden Studie wurde die homogene partielle Oxidation von Methan mit und ohne Additive untersucht. Als Additive wurden DME und Ethanol verwendet. Alle Experimente erfolgten in einem Strömungsreaktor bei einem Druck von 6 bar, Temperaturen zwischen 473 und 973 K und einem Äquivalenzverhältnis von ¦ = 20. Die Experimente zeigten, dass es möglich ist, Produkte wie Synthesegas (H_2 und CO), oxygenierte Kohlenwasserstoffe (z. B. Methanol) und höhere Kohlenwasserstoffe wie Ethen und Ethan zu erzeugen. Allerdings werden relativ hohe Temperaturen benötigt, um den Methanumsatz zu initiieren. Daher wurden zusätzlich die Auswirkungen einer Beimischung geringer Anteile an DME bzw. Ethanol hinsichtlich des Reaktionsstarts untersucht. Hierbei konnte festgestellt werden, dass Ethanol und DME den Reaktionsstart von Methan um 50 bzw. 200 K in Richtung niedrigerer Temperaturen verschieben. Ein negativer Aspekt bei der Zugabe von Additiven ist jedoch der damit einhergehende geringere Umsatz von Methan, dessen Umwandlung gewünscht ist. Der ohnehin nur sehr geringe Anteil von Sauerstoff in den untersuchten Gemischen wird zum großen Teil von den Additiven verbraucht, sodass weniger Sauerstoff für Methanreaktionen vorhanden ist. Dennoch ergibt sich insgesamt ein sehr ähnliches Produktspektrum. Erwähnenswert ist diesbezüglich jedoch die Bildung von Methanol, die durch die Zugabe von DME in einem breiteren Temperaturbereich und in größeren Mengen erfolgt als in den anderen Mischungen.

Zusätzlich zu den Experimenten wurden Simulationen durchgeführt, wobei einerseits der Reaktionsmechanismus von Burke et al. [16] und andererseits ein eigens entwickelter Polygenerationsmechanismus (PolyMech) [17] verwendet wurden. Der Vergleich beider Modelle mit den experimentellen Daten zeigte, dass beide Mechanismen in der Lage sind, die äußerst ungewöhnlichen Reaktionsbedingungen abzubilden. Dennoch ergaben die Simulationen mit dem PolyMech im Hinblick auf die Untersuchung der partiellen Oxidation von reinem Methan bessere Übereinstimmungen mit den Experimenten, wohingegen der Burke Mechanismus das CH_4/EtOH Gemisch besser abbilden kann. Bei den beiden anderen Mischungen ist keine eindeutige Aussage bezüglich einer besseren Übereinstimmung

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

auszumachen. Insgesamt zeigt diese Studie, dass die Bereitstellung von experimentellen Daten für die Entwicklung und Optimierung von Reaktionsmechanismen für bestimmte Reaktionsbedingungen unabdingbar ist.

6. Literatur

[1] G. Chicco, P. Mancarella, Renewable and Sustainable Energy Reviews (2009) 535-551.

[2] B. Atakan, Int. J. Thermodynamics 14 (2011) 185–192.

[3] R. Hegner, B. Atakan, Int. J. Hydrogen Energ. (2016).

[4] H. Gossler, O. Deutschmann, Int. J. Hydrogen Energ. 40 (2015) 11046–11058.

[5] C. Rasmussen, P. Glarborg, Ind. Eng. Chem. Res. 47 (2008) 6579–6588.

[6] S. Gersen, A. Mokhov, J. Darmeveil, H. Levinsky, P. Glarborg, P. Combust. Inst. 33 (2011) 433–440.

[7] P. Glarborg, L. Bentzen, Energy & Fuels 22 (2008) 291–296.

[8] C. Rasmussen, J. Jakobsen, P. Glarborg, Int. J. Chem. Kinet. 40 (2008) 454–480.

[9] H. Hashemi, J. Christensen, S. Gersen, H. Levinsky, S. Klippenstein, P. Glarborg, Combust. Flame 172 (2016) 349–364.

[10] D.W. Rytz, A. Baiker, Ind. Eng. Chem. Research 30 (1991) 2287–2292.

[11] P. Dagaut, J.-C. Boettner, M. Cathonnet, Combust. Sci. Technol. 77 (1991) 127–148.

[12] C. Rasmussen, J. Hansen, P. Marshall, P. Glarborg, Combust. Flame 154 (2008) 529–545.

[13] C. Rasmussen, A. Rasmussen, P. Glarborg, Combust. Flame 154 (2008) 529–545.

[14] S. Sato, D. Yamashita, N. Iida, Int. J. Engine Res. 9 (2008) 123–148.

[15] F. Sen, B. Shu, T. Kasper, J. Herzler, O. Welz, M. Fikri, B. Atakan, C. Schulz, Combust. Flame 169 (2016) 307–320.

[16] U. Burke, K.P. Somers, P. O'Toole, C.M. Zinner, N. Marquet, G. Bourque, E.L. Petersen, W.K. Metcalfe, Z. Serinyel, H.J. Curran, Combust. Flame *162(2) (2015)* 315–330.

[17] Porras, S.; Schiessl, R.; Maas, U. A chemical kinetic modelling study of ignition in fuel-rich methane/dimethyl ether mixtures for polygeneration processes. 8th European Combustion Meeting, ECM 2017, Dubrovnik, Croatia (2017)

[18] R. Burch, G. Squire, S. Tsang, J. Chem. Soc., Faraday Trans. 1 85 (1989) 3561–3568.

[19] V. Arutyunov, V. Rudakov, V. Savchenko, E. Sheverdenkin, O. Sheverdenkina, A. Zheltyakov, Theor. Found. Chem. Eng. 36 (2002) 472–476.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[20] F. Sen, T. Kasper, S. Haferkamp, A. Ditmann, U. Bergmann, B. Atakan, 7th European Combustion Meeting, ECM 2015, Budapest, Ungarn (2015).

[21] ANSYS Chemkin (15151), ANSYS Reaction Design: San Diego, 2016.

[22] Y. Hidaka, K. Sato, Y. Henmi, H. Takana, K. Inami, Combust. Flame 118 (1999) 340-358.

[23] C. Heghes, C1-C4 Hydrocarbon Oxidation Mechanism, Heidelberg University, Heidelberg, 2006.

[24] Z. Zhao, M. Chaos, A. Kazakov, F.L. Dryer, Int J. Chem. Kinet. 40 (2008) 1-18.

[25] K. Hoyermann, F. Mauß, T. Zeuch, Phys. Chem. Chem. Phys. 6 (2004) 3824 – 3835.

[26] Y. Hidaka, H. Masaoka, H. Oshita, T. Nakamura, K. Tanaka, H. Kawano, Int. J. Chem. Kinet. 24 (1992) 871-885.

[27] Y. Hidaka, T. Nakamura, A. Miyauchi, T. Shiraishi, H. Kawano, Int. J. Chem. Kinet. 21 (1989) 643-666.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Detektion von Defekten an einer Modellbrennkammer

Henrik von der Haar, M.Sc.,
Dipl.-Wirtsch.-Ing. **Christoph Hennecke**,
Prof. Dr. **Friedrich Dinkelacker**,
Institut für Technische Verbrennung, Leibniz Universität Hannover

Kurzfassung

Brennkammerdefekte in Flugzeugtriebwerken stellen ein Sicherheitsrisiko dar und nehmen Einfluss auf die Leistung des Triebwerks. Derzeitige Prozesse zur Fehlererkennung erfordern die Demontage des Triebwerks oder zeitaufwändige endoskopische Untersuchungen. Ein schnelles und berührungsloses Prüfverfahren, welches während des Betriebes auf dem Rollfeld eingesetzt werden kann, könnte die Betriebssicherheit und den Regenerationsprozess deutlich verbessern. Ziel des Forschungsvorhabens ist es, den Zustand eines Triebwerkes durch Untersuchung des Abgasstrahls zu bewerten und dadurch anschließende Wartungszeiten zu verkürzen.

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Überprüfung der Arbeitshypothese an einer Modellbrennkammer. Die Brennerkammer ermöglicht einen optischen Zugang und die gezielte Einbringung von Störungen. Die Versuchsanlage besteht aus acht vorgemischten Drallbrennern mit einer Gesamtleistung von 120 kW. Einer der acht Brenner kann unabhängig von den übrigen in der Leistung oder im Brennstoff-Luft-Verhältnis manipuliert werden, was typische Defekte in realen Anwendungen darstellt. In diesen Untersuchungen werden zum Nachweis einer inhomogenen Brennstoffversorgung die Strömungsgeschwindigkeiten im Abgas mittels der Particle Image Velocimetry (PIV) und die Speziesverteilung mit der Fourier-Transform-Infrarotspektroskopie (FTIR) bestimmt und mit denen im Referenzzustand verglichen. Zur Validierung der aufgenommen Messergebnisse sind RANS-Simulationen der jeweiligen Defektfälle durchgeführt worden, die in die Diskussion ebenfalls mit einbezogen werden.

1. Einleitung und methodischer Ansatz

Defekte und Störungen in Brennkammern ziviler Linienflugzeuge führen häufig zu einer Reduzierung des Wirkungsgrades des Triebwerkes und damit zu einer Erhöhung der laufenden Betriebskosten. In besonders schweren Fällen stellen Defekte ein erhöhtes Sicherheitsrisiko dar. Ziel des Forschungsprojektes ist die Entwicklung einer Methodik, um

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Störungen in Brennkammern bereits vor der Demontage des Triebwerkes erkennen und beurteilen zu können. Notwendige Regenerationsschritte können hierdurch im Vorfeld geplant und vorbereitet werden, wodurch der Prozess der Instandhaltung schneller und effizienter gestaltet werden kann.

Der methodische Ansatz beruht auf der Annahme, dass großskalige Störungen in einer Triebwerksbrennkammer einen Einfluss auf die Strömung ausüben und ein spezifisches Muster am Turbinenaustritt erzeugen (siehe Bild 1). Die Verteilungen von Dichte, Geschwindigkeiten und Spezies können am Auslass mittels geeigneter Messtechniken räumlich aufgenommen werden. Die Vergleichsdaten zur Klassifizierung der Art und der Größe der Störung erfolgt aufgrund des hohen Zeit- und Kosteneinsatzes durch numerische Simulationen. Die Machbarkeit dieses Ansatzes wurde bereits erfolgreich bewiesen [1-4].

Die im Rahmen dieser Arbeit getätigten Untersuchungen sind aufgrund der oben gennannten Gründen und der großen Komplexität eines Realtriebwerkes an einer atmosphärischen Modellbrennkammer durchgeführt worden. Die Strömungsbedingungen lassen sich durch eine gute Zugänglichkeit messtechnisch erfassen und durch die einfachen Geometrien numerisch abbilden.

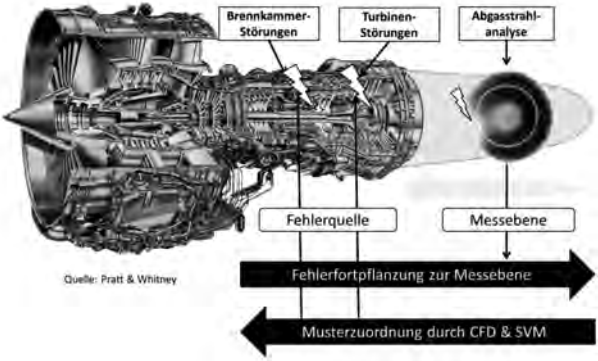


Bild 1: Methodischer Ansatz der automatischen Erkennungen von Brennkammerstörungen

Ziel dieser Arbeit ist der Nachweis, dass Einflüsse einer Störung in der Modellbrennkammer sowohl messtechnisch, als auch numerisch im Abgas erfasst und abgebildet werden können. In diesem Zusammenhang wird der Frage nachgegangen, in wie weit kleinste Abweichungen vom Referenzfall noch detektiert werden können, und wann diese durch Mischungsprozesse überlagert werden. Weiter wird untersucht, in wie weit sich Messungen der Speziesverteilung zur Unterscheidung von verschiedene Fehlertypen eignen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Aufbau der Modellbrennkammer und untersuchte Betriebspunkte

Die gezeigten Untersuchungen in dieser Arbeit sind an einer vereinfachten Ringbrennkammer durchgeführt worden (siehe Bild 2). Die Brennkammer besteht aus acht Drallbrennern, die auf einem gemeinsamen Teilkreis mit einem Durchmesser von 210 mm gleichmäßig angeordnet sind. Die Brennkammer wird mit einem Luft-Methan-Gemisch betrieben. Jeder Brenner besteht aus einem Brennrohr mit einem Innendurchmesser von 28 mm, in das ein Turbulenzgitter und ein Drallgitter eingebracht sind (Bild 2 rechts). Die Modellbrennkammer ist durch einen äußeren und inneren Zylinder aus Quarzglas begrenzt und ermöglicht eine gute Zugänglichkeit für optische Lasermesstechniken. Der innere Glaszylinder wird durch einen separaten Luftstrom von der Innenseite gekühlt. Der Außenwanddurchmesser der Brennkammer beträgt 310 mm. Der Innenwanddurchmesser beträgt 105 mm. Die Brennkammer besitzt eine Höhe von 200 mm.

Für die Untersuchung von Fehlerzuständen ist es möglich, gezielt definierte Störungen einzubringen. Hierfür kann ein Brenner unabhängig von den übrigen bezüglich seiner Position oder seinen Betriebsbedingungen verändert werden.

Bild 2: Modellbrennkammer und Detailansicht eines Brennrohres (re.).

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit zwei Arten von Störungen in Brennkammern: In Studie A wird ein Brenner (Einzel) in seiner Leistung reduziert, wobei die sieben übrigen Brenner (Array) mit einer konstanten thermische Leistung von 15 kW betrieben werden. In allen Betriebspunkten wird Methan unter stöchiometrischen Bedingungen verbrannt. Die Leistung wird schrittweise von 15 kW auf 10 kW reduziert (Tabelle 1, links).

In Studie B beträgt die Leistung aller Brenner konstant 15 kW. Für den manipulierten Einzelbrenner wird die Luftmenge bei konstantem Brennstoffmassenstrom auf $\lambda_{Single} = 1.2$ erhöht bzw. auf $\lambda_{Single} = 0.8$ reduziert (Tabelle 1, rechts). Der Kühlluftmassenstrom beträgt für beide Studien konstant 1000 l/min.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 1: Untersuchte Betriebspunkte zur Variation der Leistung (Studie A) und des Verbrennungsluftverhältnisses (Studie B) des variablen Brenners.

Studie A	P_{Array}	λ_{Array}	P_{Einzel}	λ_{Einzel}
Ref-15kW	7 × 15 kW	1.0	15 kW	1.0
Def-14kW	7 × 15 kW	1.0	14 kW	1.0
Def-13kW	7 × 15 kW	1.0	13 kW	1.0
Def-12kW	7 × 15 kW	1.0	12 kW	1.0
Def-11kW	7 × 15 kW	1.0	11 kW	1.0
Def-10kW	7 × 15 kW	1.0	10 kW	1.0

Studie B	P_{Array}	λ_{Array}	P_{Einzel}	λ_{Einzel}
Ref-15kW	7 × 15 kW	1.0	15 kW	1.0
Def-λ0.8	7 × 15 kW	1.0	15 kW	0.8
Def-λ1.2	7 × 15 kW	1.0	15 kW	1.2

Bild 3 zeigt eine schematische Draufsicht auf eine Hälfte der Modellbrennkammer. Die Kreise symbolisieren vier der acht Brenner in der Brennkammer. Der manipulierte Einzelbrenner ist dunkel hervorgehoben. Die Kreuze in Bild 3 zeigen die Messpositionen der unten diskutieren FTIR-Messungen (siehe Abschnitt 7).

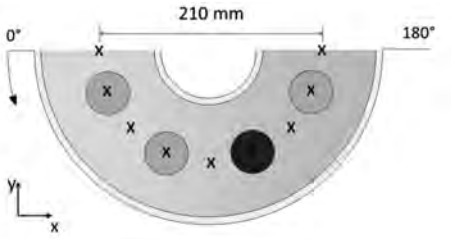


Bild 3: Schematische Draufsicht auf die Modellbrennkammer.

3. CFD-Modellierung der Modellbrennkammer

Für die Untersuchung des Einflusses von Störungen auf den Abgasstrahl wurden Verbrennung und Fluid in der Brennkammer durch dreidimensionale Strömungssimulationen (CFD) abgebildet. Für die Berechnungen ist der Ansatz der Reynolds-gemittelten Navier-Stokes Gleichungen (RANS) und ein numerisches Netz mit circa 18 Millionen Tetraederzellen verwendet worden. Strömung und Turbulenz wurden mit dem k-É SST Modell ermittelt [5]. Die Reaktionsprozesse der vorgemischten Methanflammen sind mit dem Extended Coherent Flamelet Modell für vorgemischten Verbrennungszonen [6] und durch den Ansatz der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion (pre-PDF) berechnet worden [7-9]. Zur Reduzierung der Rechendauer ist für die Einflussuntersuchung lediglich eine Hälfte der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Brennkammer numerisch abgebildet worden. Für den Referenzfall wurde ein stöchiometrischer Gemischmassenstrom von 5,471 g/s bei einer Temperatur von 300 K unter atmosphärischen Bedingungen angenommen. Der Ausgangsdruck wurde auf 101330 hPa festgelegt.

4. Experimenteller Aufbau zur Messung des Störmungsfeldes

Für die unter Studie A genannten Betriebspunkte sind die Strömungsgeschwindigkeiten in verschiedenen Ebenen der Modellbrennkammer aufgenommen worden. Für die Messungen wurde die stereoskopische Particle Image Velocimetry (PIV) verwendet. Die Messergebnisse dienen zur Überprüfung der Hypothese, ob eine Störung an einem Brenner einen messbaren Einfluss auf das Strömungsfeld im Abgasstrahl hat. Weiter eignen sich die zweidimensionalen Geschwindigkeitsverteilungen zur Validierung der CFD-Simulation und in wie weit die Modelle auch für die Abbildung des Einflusses von Störungen in komplexen Triebwerksgeometrien geeignet sind.

PIV ist eine minimal-invasive optische Lasermesstechnik zur Bestimmung von zwei- oder dreidimensionalen Strömungsfelder in Fluiden. Das Verfahren beruht auf der Verfolgung von Partikeln, die dem strömenden Fluid vor der Messebene hinzugefügt werden. Die Partikel werden durch einen Laserlichtschnitt fortlaufend mit definiertem Zeitabstand belichtet. Das Streulicht der Partikel wird mit Kameras aufgezeichnet. Anhand der Partikelverschiebung kann mit Hilfe der Kreuzkorrelation das Geschwindigkeitsfeld bestimmt werden [10-11].

Aufgrund des stark dreidimensionalen Strömungsfeldes ist ein stereoskopischer PIV-Aufbau mit zwei Kameras verwendet worden, siehe Bild 4.

Der Messebene ist horizontal ausgerichtet. Als Lichtquelle wurde der Doppelpulslaser Litron Nano L 135-15 mit einer Wellenlänge von 532 nm und einer maximalen Pulsenergie 135 mJ pro Kavität verwendet. Der Laser wird mit einer Optik bestehend aus drei Linsen zu einem schmalen Lichtschnitt geformt. Als Tracerpartikel wird Titaniumdioxid (TiO_2) verwendet. Diese stellen einen guten Kompromiss zwischen gutem Folgeverhalten und starken Streulichteigenschaften dar. Die Bildaufnahmen wurden mit zwei 14-bit CCD-Kameras mit einer Auflösung von 1600 x 1200 Pixel (Pixelgröße: 7.4 µm x 7.4µm; Sensorgröße: 11.8 mm x 8.9 mm) durchgeführt. Die Kameras sind zusammen mit 50 mm-Festbrennweitenobjektive (f/1.4) und Laserlinienfilter mit 532 nm ± 3 nm verwendet worden. Kamera und Objektiv sind unter Einhaltung des Scheimpflug-Kriterium [12-13] adaptiert worden, wobei die Kameraachse bezüglich des Normals der Messebene um ¸ = 50° geneigt ist. Der Abstand zwischen Kamera und Messebene beträgt ungefähr 830 mm. Das Zeitintervall zwischen zwei korrelierenden Bildpaaren beträgt 60 µs für die Messungen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

200 mm über der Brennerebene, sowie 20 µs für die Untersuchungen in der Flamme mit 20 mm Abstand zur Brennerebene.

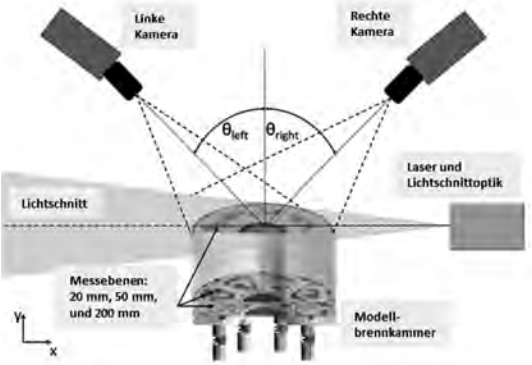


Bild 4: Stereoskopischer PIV-Aufbau an der Modellbrennkammer.

5. Validierung der Einlassbedingungen der CFD-Simulation

Die Domain der CFD-Simulation beginnt 40 mm vor dem Turbulenzgitter in den Brennrohren. Zur Überprüfung der simulierten und gemessenen Einlassbedingungen wurden die Geschwindigkeitsbeträge 20 mm oberhalb der Brennerauslässe bestimmt. In Bild 5 ist beispielhaft die örtliche Geschwindigkeitsverteilung in der Modellbrennkammer für den Defektfall Def-13kW aufgeführt. Gezeigt ist eine Hälfte der Modellbrennkammer. Der manipulierte Brenner befindet sich in den Abbildungen unten rechts (vgl. Bild 3).

Simulation und Experiment zeigen sehr ähnliche Geschwindigkeitsstrukturen in Brennernähe. Ebenso entsprechen in den Flammen die absoluten Geschwindigkeitsbeträge der Simulation mit circa 13 m/s denen der Messung.

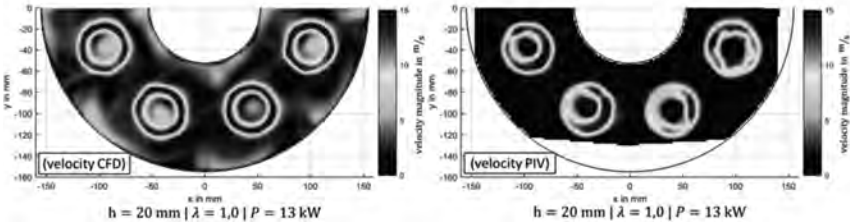


Bild 5: Simulierte und gemessene (re.) Geschwindigkeitsverteilung 20 mm über der Brennerebene. Gezeigt ist der Störfall Def-13kW.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

6. Detektion von Störungen durch Analyse der Geschwindigkeitsverteilung

Bild 6 zeigt den Einfluss einer schrittweisen Leistungsreduzierung des manipulierten Brenners (Studie A) auf die Geschwindigkeitsverteilung am Auslass der Modellbrennkammer. Dargestellt sind die simulierten und gemessenen Geschwindigkeitsbeträge 200 mm oberhalb der Brennerebene. Die Geschwindigkeitsverteilungen aus den PIV-Messungen sind über 1000 Bilder gemittelt.

In der ersten Abbildung werden alle Brenner mit gleicher Leistung im Referenzfall betrieben (Ref-15kW). Das berechnete Strömungsfeld zeigt ein wiederkehrendes, periodisches Muster mit Geschwindigkeiten um 3 bis 4 m/s im mittleren Bereich und 5 bis 6 m/s am inneren Glasring. Die gemessenen Geschwindigkeiten zeigen im Referenzfall ein zu den Rechnungen ähnliches, wiederholendes Muster, wobei die Beträge stärker als in der Simulation variieren. Die Geschwindigkeiten reichen von 2 bis 3 m/s im mittleren Bereich und von 5 bis 6 m/s in der Nähe des inneren und äußeren Ringes.

In allen Störfällen ist mit einer zunehmenden Leistungsreduzierung eine Abnahme der Geschwindigkeit am Brennkammerauslass zu beobachten. Signifikante Änderungen des berechneten und des gemessenen Geschwindigkeitsfeldes sind für Leistungsreduzierungen des Einzelbrenners auf unter 13 kW zu verzeichnen. In beiden Untersuchungen nimmt der Einflussbereich der Störung auf das Strömungsfeld zu. Für große Leistungsabweichungen (P = 10 kW) sind weite Bereiche des Geschwindigkeitsfeldes verändert. Der Einflussbereich überschreitet den Bereich des gestörten Brennersegmentes (45°) in der Brennkammer deutlich.

Ein Ziel dieses Forschungsprojektes ist im weiteren Verlauf die Implementierung einer automatischen Defekterkennung und –klassifizierung mit den gewonnenen Daten aus dem Abgasstrahl. Für die Klassifizierung eines vorliegenden Defektes ist es für mustererkennende Algorithmen (z.B. Stützvektormethode (SVM)) notwendig, dass jede Störung ein einzigartiges Muster im Abgasstrahl erzeugt. In Bild 7 (links) sind beispielhaft die Einflüsse zwei verschiedener Störungen auf das Strömungsfeld am Auslass gegenüber gestellt. Die obige Abbildung zeigt die simulierten Geschwindigkeitsbeträge für eine Leistungsreduzierung von 20 % auf 12 kW (Def-12kW, Studie A). In der unteren Abbildung sind die Geschwindigkeiten gezeigt, wie sie durch eine Minderung des Verbrennungsluftverhältnisses um 20 % auf » = 0.8 (Def-»0.8, Studie B) hervorgerufen werden. In beiden Fällen sinken aufgrund der geringeren Massenströme und der reduzierten Leistungsumsetzung die Geschwindigkeiten. Auffällig ist, dass beide Störungstypen zu sehr ähnlichen Geschwindigkeitsverteilungen führen, sodass eine automatische Fehlerklassifizierung nicht erfolgreich durchführbar sein wird.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

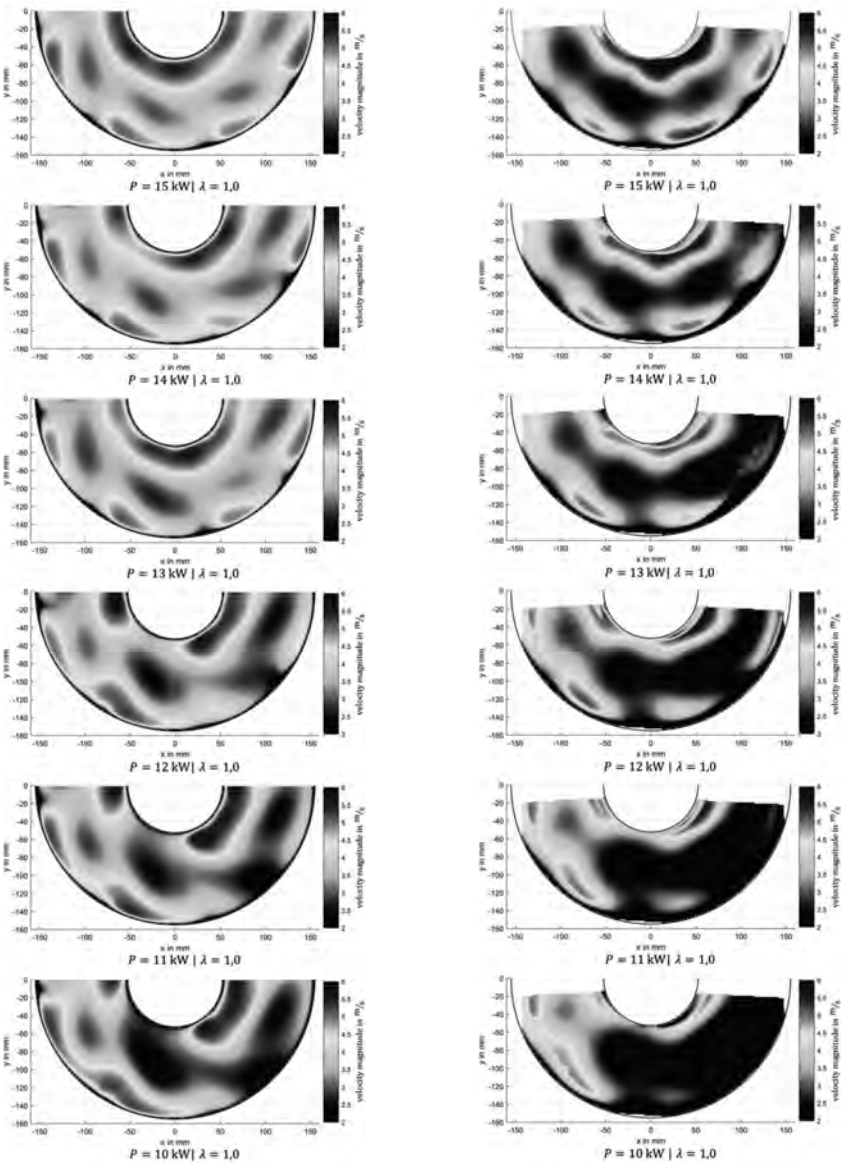


Bild 6: Simulierte und gemessene (re.) Geschwindigkeitsverteilung am Auslass der Modellbrennkammer (200 mm über der Brennerebene). Gezeigt sind die Störfälle der Studie A.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

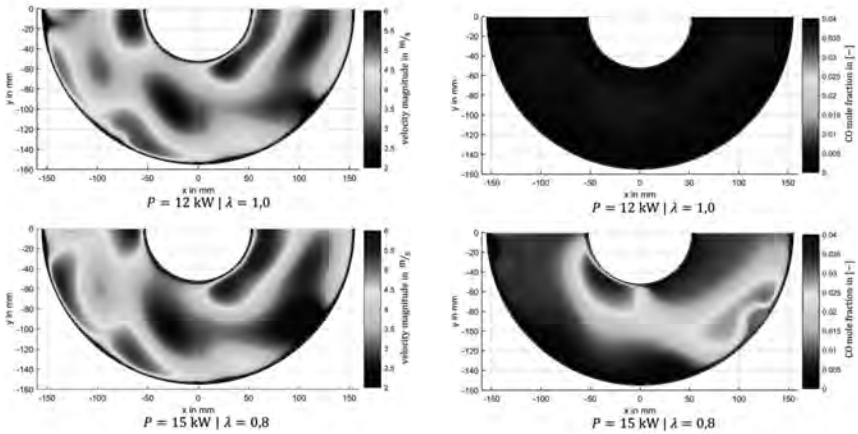


Bild 7: Simulierte Geschwindigkeits- und CO-Verteilung (re.) am Auslass der Modellbrennkammer (200 mm über der Brennerebene). Gezeigt sind die Störfälle Def-12kW und Def-»0.8.

Dieses Beispiel zeigt, dass die Verwendung lediglich einer Messgröße für eine robuste Fehlererkennung nicht ausreichend ist und weitere Größen berücksichtigt werden müssen. In Bild 7 (rechts) sind die für die gleichen Störfälle die Verteilung der CO-Konzentration gegenüber gestellt. Im stöchiometrischen Fall (Def-12kW, Studie A) ist der CO-Anteil erwartungsgemäß nahezu gleichmäßig verteilt und insgesamt auf niedrigem Niveau. Für den Fall einer unvollständigen, fetten Verbrennung (Def-»0.8, Studie B) steigt der CO-Anteil oberhalb des manipulierten Brenners stark an. Beide Störfälle sind eindeutig voneinander zu unterscheiden.

7. Detektion von Störungen durch Analyse der Speziesverteilung

Im Rahmen dieser Arbeit sind die Stoffmengenanteile verschiedener Abgaskomponenten für die oben genannten Störfälle am Auslass der Brennkammer aufgenommen worden. Für die Untersuchungen ist ein Fourier-Transform-Infrarotspektrometer verwendet worden. Das Spektrometer erlaubt die gleichzeitige Konzentrationsmessung verschiedener Gaskomponenten (u.a. CO, CO2, H2O, NO, NO2) durch das Absaugen einer Probe aus dem Abgas. Die Messproben werden durch eine bewegliche und hitzebeständige Abgassonde an neun spezifischen Messpositionen entnommen (Bild 3). Die Messpositionen sind gleichmäßig auf einem Halbkreis mit einem Durchmesser von 210 mm angeordnet. Die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Aufnahmerate des FTIR-Spektrometers beträgt 1 1/s. Die dargestellten Ergebnisse sind für jede Messposition über 45 s gemittelt.

In Bild 8 sind die gemessenen CO- und NO-Konzentration über den halben Umfang der Brennkammer aufgetragen. Dargestellt sind der Referenzfall und zwei Störfälle, in dem der manipulierte Brenner fett (» = 0.8) bzw. mager (» = 1.2) betrieben wird. Die gemessene CO Konzentrationen (links) sind für den stöchiometrischen und überstöchiometrischen Fall erwartungsgemäß auf einem sehr geringen Niveau von unter 300 ppm. Im fetten Brennerbetrieb steigt die CO-Konzentration aufgrund der unvollständigen Verbrennung auf bis zu 7.000 ppm an (vgl. auch Bild 7 (re.)). Das Maximum wird oberhalb des manipulierten Brenner gemessen. Somit kann mit den Konzentrationsmessungen nicht nur die Störung detektiert, sondern auch die Position der Störung bestimmt werden.

Im rechten Diagramm sind für die genannten Störfälle der Studie B die NO-Konzentrationen aufgetragen. Im Referenzfall betragen die Konzentrationen an allen Messpunkten durchschnittlich 65 ppm. Unter mageren und fetten Bedingungen nimmt der NO-Anteil im Abgas erwartungsgemäß ab. Die Entstehung von thermischen NO_x ist stark durch die Temperatur in der Verbrennung bestimmt (Zeldovich-Mechanismus). Unter nicht-stöchiometrischen Bedingungen nehmen die Flammentemperatur und damit auch der NO-Anteil ab. Auch in diesem Fall kann die Position eindeutig und richtig zugeordnet werden.

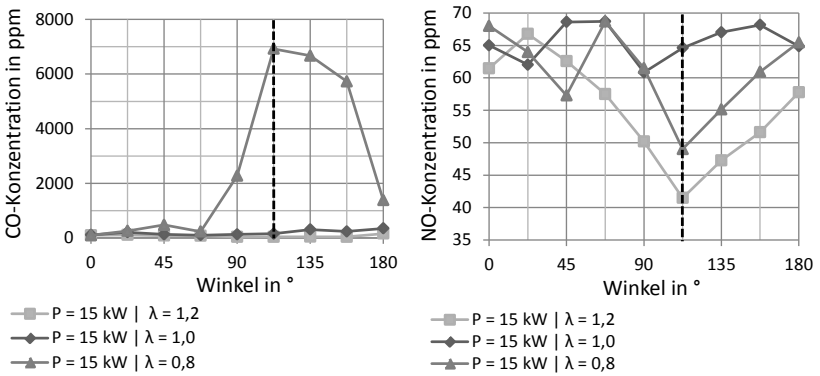


Bild 8: Gemessene CO- und NO-Konzentration (re.) am Auslass der Modellbrennkammer (200 mm über Brennerebene). Gezeigt sind die Störfälle der Studie B. Die gestrichelte Linie gibt die Position des manipulierten Brenners an.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Untersuchungen zeigen, dass durch die simultane Analyse der CO- und NO-Konzentration im Abgas Störungen der Studie B eindeutig von denen der Studie A unterschieden werden kann. Weiter kann ebenfalls zwischen verschiedenen Störungen der Studie B (fett / mager) durch die gleichzeitige Berücksichtigung der CO- und NO-Verteilung unterschieden werden.

8. Zusammenfassung

In dieser Arbeit sind detaillierte Untersuchungen zur Detektion von Störungen in einer Modellbrennkammer durch Analyse des Abgasstrahls durchgeführt worden. Die vorgestellte Brennkammer erlaubt es, einen Brenner gegenüber den übrigen sieben in seinem Betriebspunkt zu variieren und somit einen Defekt zu simulieren. In Studie A ist die thermische Leistung des Einzelbrenners schrittweise von 15 kW auf 10 kW reduziert worden, um eine fehlerhaft Luft-Kraftstoff-Versorgung am Triebwerk nachzustellen. Leistungsabweichungen von über 2 kW (ca. 13 %) sind in diesem Anwendungsfall mit verschiedenen Messtechniken eindeutig detektierbar und in der Simulation abbildbar.

An einem Beispiel ist demonstriert worden, dass die Verwendung einer einzigen Messgröße, wie zum Beispiel der Strömungsgeschwindigkeit, zu einer fehlerhaften Klassifizierung der Störung führen kann. Aus diesem Grund wird die Analyse der Abgaszusammensetzung als sinnvolle Ergänzung empfohlen, um zwischen verschiedene Störungen sicher unterscheiden zu können. In Studie B wurde der Einzelbrenner fett ($\lambda = 0.8$) bzw. mager ($\lambda = 1.2$) betrieben, während die übrigen Brenner unter stöchiometrischen Bedingungen betrieben worden sind. Die daraus resultierenden Einflüsse auf beispielhafte Abgaskomponenten sind durch numerische Simulationen und Messungen nachgewiesen worden.

9. Danksagung

Diese Arbeit ist im Teilprojekt A4 „Einfluss von Störungen in der Brennkammer auf den Abgasstrahl“ des Sonderforschungsbereiches 871 „Regeneration komplexer Investitionsgüter“ entstanden. Wir danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die finanzielle Unterstützung.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[1] Adamczuk, R. R.; Buske, C.; Roehle, I.; Hennecke, C.; Dinkelacker, F., et al. (2013) Impact of Defects and Damage in Aircraft Engines on the Exhaust Jet. In: Proceedings of ASME Turbo Expo 2013. p. V002T01A021. ASME, San Antonio, Texas

[2] von der Haar, H.; Hartmann, U.; Hennecke, C.; Dinkelacker, F., et al. (2016) Defect Detection in an Annular Swirl-Burner-Array by Optical Measuring Exhaust Gases. In: Proceedings of ASME Turbo Expo 2016. p. V006T05A023. ASME

[3] Hennecke, C.; Frieling, D.; Dinkelacker, F. (2013) Influence of Combustion Chamber Disturbances to Patterns in the Hot Gas Path. Presented at the European Combustion Meeting 2013 , Lund, Schweden

[4] Hennecke, C.; Maronna, T.; Dinkelacker, F. (2013) Detektion von Triebwerks-brennkammerfehlern durch Analyse von Temperatur- und Speziesprofilen der Heißgase einer Modell-Brennkammer. In: VDI-Berichte 2161. pp. 472–480., Duisburg

[5] Menter, F. R. (1994) Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. AIAA Journal. 32, 1598–1605. doi:10.2514/3.12149

[6] Poinsot, T.; Veynante, D. (2011) Theoretical and numerical combustion. Cerfacs, Toulouse

[7] Jones, W. P.; Whitelaw, J. H. (1982) Calculation methods for reacting turbulent flows: A review. Combustion and Flame. 48, 1–26. doi:10.1016/0010-2180(82)90112-2

[8] Gerlinger, P. (2005) Numerische Verbrennungssimulation: effiziente numerische Simulation turbulenter Verbrennung. Springer, Berlin

[9] ANSYS Fluent Theory Guide (2017)

[10] Adrian, R. J. (1991) Particle-Imaging Techniques for Experimental Fluid Mechanics. Annual Review of Fluid Mechanics. 23, 261–304, doi: 10.1146/ annurev.fl.23.010191.001401

[11] Raffel, M.; Willert, C. E.; Wereley, S. T.; Kompenhans, J. (2007) Particle image velocimetry: a practical guide/with 42 tables. Springer, Berlin

[12] Scheimpflug, T. (1904) Method of Distorting Plane Images by means of Lenses or Mirrors, patents US751347 A,

[13] Prasad, A. K.; Jensen, K. (1995) Scheimpflug stereocamera for particle image velocimetry in liquid flows. Applied Optics. 34, 7092 doi:10.1364/AO.34.007092

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Laserinduzierte Fluoreszenz an nicht-vorgemischten chlorhaltigen Flammen

Bildgebung der Flammenstruktur von Methan-Dichlormethan Flammen

C. Krasselt, **S. Voss**, **D. Trimis**, **H. Krause**,
TU Bergakademie Freiberg, Institut für Wärmetechnik und Thermodynamik
D. Trimis,' Karlsruhe Institut für Technologie, Engler-Bunte-Institut, Bereich Verbrennungstechnik

Kurzfassung

Dieser Beitrag widmet sich der Untersuchung nicht vorgemischter Luft-Methan-Flammen mit unterschiedlichen Beimengungen an Dichlormethan (DCM) mittels bildgebender planarer laserinduzierter Fluoreszenz (PLIF). Die Flammen wurden dabei in einem Güldner-Modellbrenner durch einen Luft-Mantelstrom stabilisiert und die Flammenstruktur mittels angeregter Fluoreszenz von OH-Radikalen analysiert, um Rückschlüsse auf den Einfluss der chlorierten Kohlenwasserstoffe auf den Verbrennungsprozess, die Flammenausbreitung bzw. -verlöschung ziehen zu können. Aus den OH-Verteilungen lässt sich dabei generell eine flammenhemmende Wirkung nachweisen, die sich in einer reduzierten globalen Ausdehnung der OH-Zone mit zunehmendem DCM-Anteil sowie einer Verlöschung ab 40 vol% DCM äußert. Im Gegensatz dazu konnten lokale Effekte, wie eine Veränderung der axialen OH-Verteilung sowie ein Abheben der Flamme, erst ab DCM-Anteilen >35% nachgewiesen werden.

1. Einleitung

Die thermische Zersetzung halogenierter (und insbesondere chlorhaltiger) Kohlenwasserstoffe spielt eine wichtige Rolle in technischen Verbrennung- und Umsetzungsprozessen, die eine Nachbehandlung oder Zersetzung entsprechender Materialien zum Ziel haben. Hierbei steht vor allem die Verbrennung von Müll im Vordergrund, aber auch weitere Prozesse, wie bspw. die thermisch induzierte Dekontamination von Oberflächen, deren Beschichtungen halogenierte Spezies enthalten[1],

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

unterliegen dieser Thematik. Durch die thermische Behandlung entstehende toxische Substanzen, die als Schadstoff-Emissionen und/oder unerwünschte Nebenprodukte auftreten, müssen dabei zuverlässig messtechnisch erfasst, kontrolliert und/oder weiter zersetzt werden.

Im Fall der Verbrennung chlorhaltiger Kohlenwasserstoffe sind die Bildungsprozesse von Spezies wie Cl_2, von CO und Rußpartikeln oder von hochtoxischen Verbindungen wie polychlorierten Dibenzodioxinen (PCDD) und Dibenzofuranen (PCDF)[2,3] durch die Verbrennung polychlorierter Biphenyle (PCBs) dabei bis heute noch unzureichend untersucht und verstanden. Gleiches gilt für den Einfluss dieser Produkte auf den Verbrennungsvorgang selbst und die Flammenstruktur sowie für den Umgang mit möglichen Schadstoffen. Ein besseres Verständnis der grundlegenden chemischen und thermodynamischen Prozesse ist daher von wissenschaftlichem Interesse und kann zudem für eine Optimierung technischer Verbrennungsvorgänge hin zur vollständigen Umsetzung der Chlor-Spezies (HCl) genutzt werden.

Durch experimentelle und numerische Untersuchungen von Chlormethan- (CH_3Cl) Methanflammen hinsichtlich der detaillierten Reaktionskinetik sowie globaler Flammeneigenschaften konnte bereits ein flammenhemmender Einfluss mit zunehmendem Chloranteil im Brennstoff nachgewiesen werden, der sich für vorgemischte bzw. nicht-vorgemischte Flammen in einer Reduktion der laminaren Brenngeschwindigkeit bzw. der Verlöschungs-Streckungsrate niederschlägt[4]. Zudem wurde eine stärkere Tendenz der Rußbildung postuliert[5,6] bzw. für wasserstoffbasierte Flammen eine verhinderte CO-Oxidation gezeigt[7].

Flammen-Bereiche, in denen Reaktionen mit chlorhaltige Kohlenwasserstoffe stattfinden sind durch die Bildung von CCl-Radikalen gekennzeichnet, welche bspw. durch Mikrowellen-[8] oder IR/FTIR-Spektroskopie[9] detektiert werden können. Der Nachweis von CCl-Radikalen mittels laserinduzierter Fluoreszenz (LIF) wurde hingegen erstmals 1994 durch McEnally et al. mittels Laserfragmentierung chlorhaltiger Kohlenwasserstoffe durchgeführt[10], wobei verschiedene Anregungs- und Detektionsrouten in Wellenlängen-Bereichen zwischen 271 nm und 278 nm bewertet wurden[11]. CCl-LIF sowie zeitaufgelöste Fluoreszenz-Lebensdauer Messungen direkt an chlorhaltigen Flammen wurden später durch Devynck et al. realisiert[12].

Abgesehen von einer vorläufigen Studie[13], existieren bis heute jedoch keine bildgebenden Untersuchungen, die Aufschluss auf die Auswirkungen chlorhaltiger Brennstoffe auf die Flammenstruktur geben. Die hier vorgestellten Resultate konzentrieren sich daher auf planare LIF in nicht-vorgemischten Methan-Luft-Flammen mit variierenden Dichlormethan-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Anteil im Brennstoff. Die Flammenstruktur wurde dabei mittels angeregter Fluoreszenz von OH-Radikalen analysiert, um Rückschlüsse auf den Einfluss des Dichlormethans auf den Verbrennungsprozess, die Flammenausbreitung und -verlöschung ziehen zu können.

2. Experimentelle Untersuchungen

Die nicht-vorgemischte Verbrennung chlorhaltiger Kohlenwasserstoffe unter Normalbedingungen wurde durch eine definierte Zumischung unterschiedlicher Anteile von Dichlormethan (DCM, CH_2Cl_2) zu einem Methan-Stoffstrom simuliert und in einem Modellbrenner realisiert. Der Methanstrom wurde dabei über einen thermischen Massenflussregler (EL-Flow, Bronkhorst, max. 2 l_N/min, Messunsicherheit 1%) kontrolliert. Da DCM bei Normalbedingungen flüssig vorliegt (Siedepunkt ~40 °C), wurde dieses zunächst mit Stickstoff druckbeaufschlagt und über einen Coriolis-Massenflussregler (mini-CORI-Flow, Bronkhorst, Messunsicherheit 0,2%) dem Methanstrom zudosiert. Anschließend wurde das Gemisch durch eine auf ca. 100 °C vorgewärmte Brennstoffleitung (Länge 1 m) geführt, um eine vollständige Verdampfung des DCM sowie eine Durchmischung der Komponenten zu gewährleisten. Das gasförmige Brennstoffgemisch wurde schließlich in einen an Güldner angelehnten und vertikal ausgerichteten co-flow-Modellbrenner[14] eingeleitet. Wie in Bild 1 (links) schematisch gezeigt, besteht dieser aus einem zentralen Stahlrohr mit einen Innendurchmesser von 10mm, durch welches der Brennstoffstrom geleitet wird sowie einem konzentrisch dazu angeordneten Rohr mit 102mm Innendurchmesser für den Luftstrom, der seinerseits durch eine Kugelschüttung laminarisiert und durch eine perforierte keramische Platte stabilisiert wird, welche das äußere Rohr des Brenners bündig abschließt. Der Luftstrom liegt somit als Mantelströmung um den Brennstoffstrom vor, sodass sich eine stabilisierte und rotationssymmetrische Diffusionsflamme einstellt. Für die hier gezeigten Untersuchungen wurde ein konstanter Volumenstrom an Luft von 200 l_N/min beibehalten, der einer Fluidgeschwindigkeit von 0,4 m/s entspricht. Wie aus Tabelle 1 ersichtlich wird, wurde ebenso ein konstanter Volumenstrom des Brennstoffgemisches von 0,15 l_N/min (Fluidgeschwindigkeit von 0,03 m/s) eingespeist, d.h. der Methananteil entsprechend des DCM-Anteils reduziert, um ein analoges Strömungsfeld für alle Gemische zu gewährleisten.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

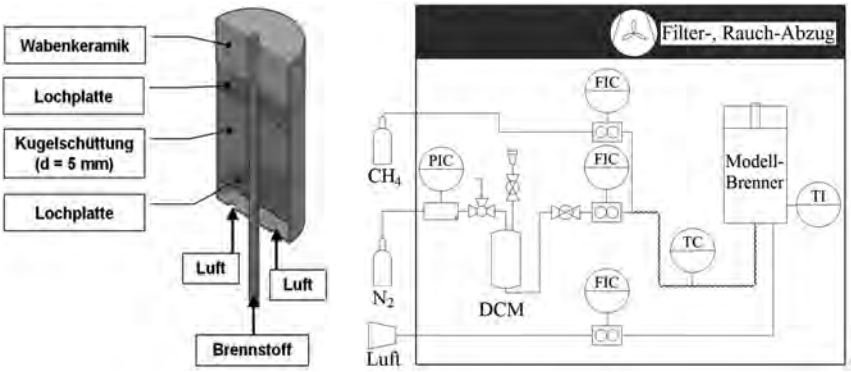


Bild 1: Links: Schematischer Aufbau des verwendeten Modellbrenners mit Luft-Mantelströmung nach Güldner[14] zur Erzeugung einer stabilisierten und rotationssymmetrischen Diffusionsflamme. Rechts: Schematischer Aufbau des eingehausten Versuchstandes mit Medienbereitstellung (Methan, DCM, Luft) und Brenner.

Tabelle 1: Volumenströme von Methan $\dot{V}_{Methan}$ und Dichlormethan $\dot{V}_{DCM}$ sowie resultierende volumetrische DCM-Anteile am Brennstoffgemisch (0,15 l_N/min), welche für die Untersuchungen realisiert wurden (Normalbedingungen @ 20°C, 1013mbar). Als Referenz-Brennstoff diente reines Methan.

$\dot{V}_{Methan}$ [ml_N/min]	$\dot{V}_{DCM}$ [ml_N/min]	$\dot{V}_{DCM} / (\dot{V}_{Methan} + \dot{V}_{DCM})$ [%]
150,0	0	0
135,0	15,0	10
127,5	22,5	15
120,0	30,0	20
112,5	37,5	25
105,0	45,0	30
97,5	52,5	35
96,0	54,0	36
94,5	55,5	37
90,0	60,0	40

Bild 1 (rechts) zeigt den schematischen Aufbau des gesamten experimentellen Aufbaus aus Luft- und Brennstoffbereitstellung sowie Modellbrenner, welches in einen Rauch-Abzug eingehaust wurde, um eventuelle chlorbasierte Schadstoffe und Nebenprodukte sicher abzusaugen. Hierbei wurden optische Zugänge in Form von UV-transparenten Quarzglas-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Fenstern (SiO_x) integriert, um LIF-Messungen in den entsprechenden spektralen Bereichen ab 270 nm zu ermöglichen.

Zur Charakterisierung der Flammenstrukturen für die unterschiedlich stark chlorierten Brennstoffe wurde primär die (planare) LIF des OH*-Radikals bildgebend untersucht. Hierbei wurde ein mit Rhodamin 6G (Lösemittel Ethanol, Emissionsmaximum um 570 nm) betriebener Farbstofflaser (Quantel TDL90) genutzt, der seinerseits durch einen gepulsten (10Hz), frequenzverdoppelten Nd:YAG (532nm, Quantel Brilliant b) gepumpt wurde. Die selektierte schmalbandige Emission des Lasers wurde frequenzverdoppelt und letztlich der $Q_1(6)$-Zweig des $A^2£^+$-X^2 -Übergangs ($½ = 0 \rightarrow ½ = 1$) um 282,93 nm mit 2 mJ pro Puls angeregt, da dieser eine hohe Übergangswahrscheinlichkeit zeigt und sich aufgrund einer schwachen Temperaturabhängigkeit[15] für Untersuchungen an Flammen mit variierender Brennstoffzusammensetzung und damit evtl. variierender Flammentemperatur eignet. Der Laserstrahl wurde dabei über Zylinderlinsen zu einem Lichtband aufgeweitet, welches die Flamme in zentraler Position vertikal vollständig abdeckt und auf eine Breite von ca. 0,1 mm fokussiert wurde, um ein möglichst klar begrenztes Schnittbild der OH-Verteilung zu erhalten. Die deutlich rotverschobene OH*- Emission der ($½ = 0 \rightarrow ½ = 0$) und ($½ = 1 \rightarrow ½ = 1$) Banden um (302…315) nm wurde senkrecht zur Anregung durch einen Bandpass (308 nm, FWHM 25 nm) gefiltert und mittels CCD-Kamera (Dantec Dynamics HiSense MKII) und vorgeschaltetem Bildverstärker (Hamamatsu C9546-03L intensifier) aufgezeichnet. Hierbei wurde für jede Messung über 200 Bilder gemittelt, wobei jeweils der Intensitäts-Hintergrund (Fremdlumineszenz, OH-Chemilumineszenz, evtl. trotz Bandpass verbliebene Rayleigh-Streuung) durch detuning des Lasers auf LIF-inaktive Anregungswellenlängen ermittelt und abgezogen wurde.

3. Ergebnisse und Diskussion

Die Schnittbilder der qualitativen OH-Radikal-Verteilungen für Diffusionsflammen mit unterschiedlichen Mischungsverhältnissen von DCM und Methan im Brennstoffstrom sind in Bild 2 aufgezeigt. Generell ist eine stabile Flamme darstellbar, insofern der DCM-Anteil einen kritischen Wert nicht übersteigt. Für die hier vorliegenden experimentellen Bedingungen (293 K, 1013 mbar, oben definierte Brennergeometrie und Volumenströme des Brennstoffgemisches sowie der koaxialen Luft-Mantelströmung von 0,15 l_N/min bzw. 200 l_N/min) ist dies bis ca. 39% DCM-Anteil der Fall, während sich ab 40% DCM keine Flamme entzünden lässt bzw. eine bei niedrigerem DCM-Anteil brennende Flamme mit Erreichen dieses Wertes ausgeblasen wird.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

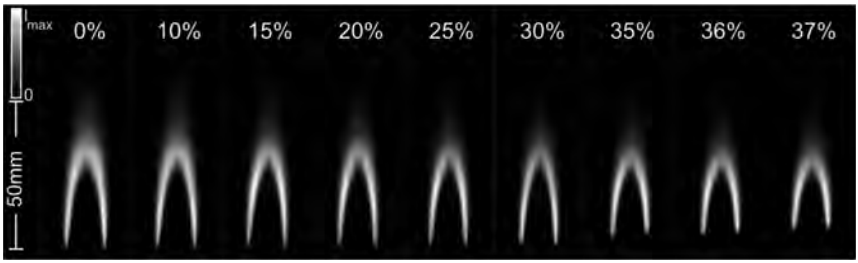


Bild. 2: Planare Verteilung der OH-Radikale in Methan-DCM-Diffusionsflammen für exemplarisch ausgewählte (zunehmende) volumetrische DCM Anteile (Angaben in %). Neben der Reduzierung der axialen Ausdehnung der OH-Zone ist ab 35% DCM ein deutliches Abheben der Flamme zu erkennen.

Damit zeigt sich analog zu Chlormethan[4] eine flammenhemmende Wirkung auch durch DCM, welche im Folgenden anhand der planaren, zentralen OH-Verteilungen genauer analysiert wird. Hierzu wurden die charakteristischen vertikalen Ausdehnungen sowohl der gesamten OH-Zone (Flammenlänge) als auch der OH-Verteilung entlang der Brennerachse (Flammenzentrum) bestimmt, indem entsprechende Fixpunkte bestimmt und für jede Brennstoffzusammensetzung analysiert wurden (siehe Bild 3). Dabei wurden die Flammenspitze $|_{p\,d\{}$ (oberes Ende der OH-Zone) bzw. die unteren Fixpunkte $|_{p\,lq}$ und $|^{d\{}_{p\,lq}$ (Beginn der OH-Zone seitlich und axial), jeweils definiert über den 10% Intensitätswert des OH-LIF Signals relativ zum Intensitätsmaximum, identifiziert. Zusätzlich wurde die Position des Intensitätsmaximums $|^{d\{}_{L_{p\,d\{}}$ entlang der Brennerachse bestimmt.

Mit zunehmendem DCM-Anteil zeigt sich dabei eine abnehmende Flammenhöhe $|_{p\,d\{}$, die in Bild 4a, bezogen auf die maximale Flammenhöhe der Referenzflamme ohne DCM (vgl.

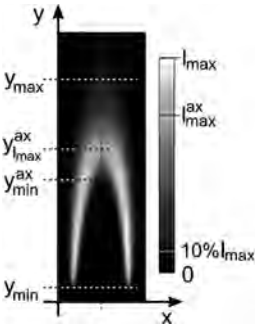


Bild 3: Definition der Fixpunkte zur Bestimmung der Ausdehnung der OH-Zone in vertikaler Richtung: Die Flammenspitze $|_{p\,d\{}$, der globale und axiale Beginn der OH-Zone $|_{p\,lq}$, $|^{d\{}_{p\,lq}$ sowie die Position maximaler LIF-Intensität entlang der Brennerachse $|^{d\{}_{L_{p\,d\{}}$ wurden über den LIF-Intensitätswert (10% von $I_{p\,d\{}$ bzw. $I^{d\{}_{p\,d\{}$) definiert.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 2, linkes Bild), dargestellt ist. Zumindest bis zu einem DCM-Anteil von ca. 30% kann dieser Trend als annähernd linearer beschrieben werden, wobei auch für höhere DCM-Anteile nur geringfügige Abweichungen hiervon festzustellen sind. Demgegenüber zeigen die Werte für $|_{p\,lq}$ (ebenfalls relativ zur Referenzflamme) zunächst einen annähernd konstanten (leicht ansteigenden) Verlauf, welcher jedoch für DCM-Anteile >35% sprunghaft (linear) ansteigt und somit ein Abheben der Flamme widerspiegelt. In Summe reduziert sich durch beide Effekte die vertikale Ausdehnung der OH-Zone ($|_{p\,d\{} - |_{p\,lq}$, Abb. 4b), getrieben durch die stetige Abnahme der Flammenhöhe sowie ab 35% DCM-Anteil zusätzlich und maßgeblich überlagert durch das Abheben der Flamme. Die flammenhemmende Wirkung der chlorierten Kohlenwasserstoffe nimmt demnach ab 35% DCM besonders stark zu und führt bereits durch eine geringe weitere Zunahme des Chlor-Anteils zum Verlöschen der Flamme.

Dies bestätigt sich auch bei genauerer Betrachtung der OH-Zone im axialen (d.h. zentralen) Bereich der Flamme. Bild 5a zeigt hierzu die Veränderung der Positionen des Beginns sowie des Intensitätsmaximums der axialen OH-Zone $\Delta|^{d\{}_{p\,lq}$ bzw. $\Delta|^{d\{}_{p\,d\{}$ relativ zur Methan-Referenzflamme in Abhängigkeit des DCM-Anteils. Beide Positionen sind bis (33…35)% DCM nahezu konstant, während sie für höhere DCM-Anteile schlagartig, aber unterschiedlich stark abfallen. Die entsprechende vertikale Ausdehnung dieses Bereichs, dargestellt in Bild

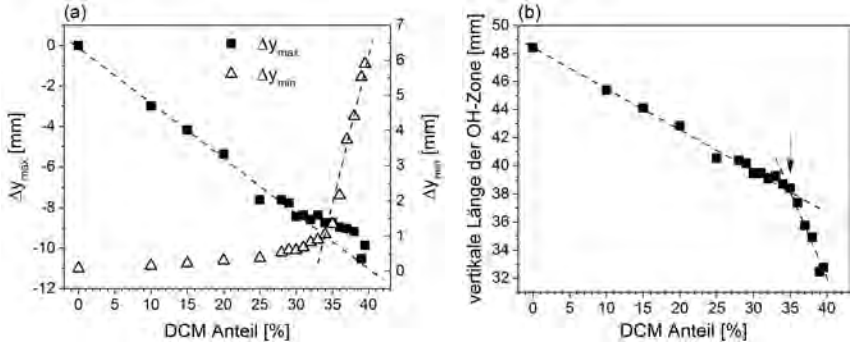


Bild 4: (a) Veränderung der Position der Flammenspitze $\Delta|_{p\,d\{}$ sowie des Beginns der OH-Zone $\Delta|_{p\,lq}$ (vgl. Abb. 3), jeweils bezogen auf die entsprechenden Werte einer chlorfreien Referenzflamme (0% DCM), in Abhängigkeit der DCM-Konzentration im Brennstoffanteil. (b) Resultierende vertikale Länge der OH-Zone. Gestrichelte Linien

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

stellen lineare Regressionen der Daten im Bereich 0% - 30% DCM bzw. 33% - 40% DCM dar.

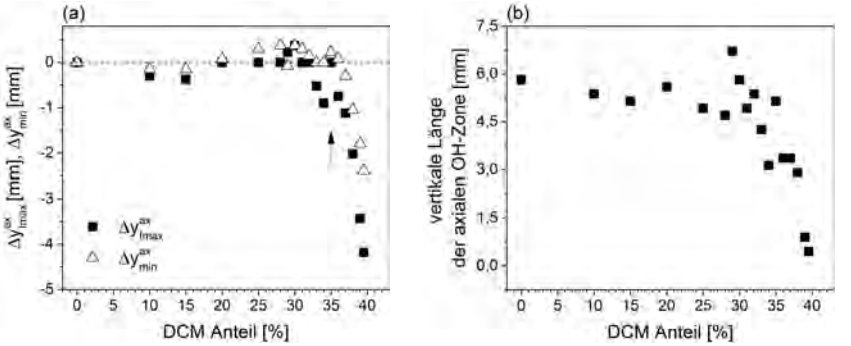


Bild. 5: (a) Veränderung der Positionen des axialen OH-LIF-Intensitätsmaximums $\Delta|_{p\,d\{}$ sowie des Beginns der axialen OH-Zone $\Delta|_{p\,lq}$ (vgl. Abb. 3), jeweils bezogen auf die entsprechenden Werte einer chlorfreien Referenzflamme (0% DCM), in Abhängigkeit der DCM-Konzentration im Brennstoffanteil. Die gestrichelte Linie zeigt lediglich die Nulllinie an. (b) Resultierende vertikale Länge der axialen OH-Zone.

5b, ist daher ebenfalls konstant, reduziert sich jedoch für hohe Chlor-Anteile aufgrund der stärkeren Änderung der Position maximaler (axialer) OH-LIF-Intensität.

Wie oben bereits angedeutet, konnten keine Flammen mit DCM-Anteilen oberhalb von 40% stabilisiert werden. In der Literatur finden sich hierzu keine Vergleichsmessungen. Lediglich Chelliah et al. konnten zeigen, dass nicht-vorgemischte Counterflow-Flammen mit Methan-Chlormethan als Brennstoff erst bei einem Chlormethan-Anteil von > 70% (Verlöschungs-Streckungsrate H 130 s^{-1}) verlöschen[4]. Prinzipiell ist für DCM, welches doppelt so viele Chlor-Atome pro Molekül trägt wie Chlormethan, der gefundene (annähernd halbierte) Maximalanteil von 40% demnach plausibel. Allerdings ist der unmittelbare Vergleich mit den Daten von Chelliah et al. nur bedingt zulässig, da bei diesen Messungen der chlorhaltige Brennstoffstrom mit 40 vol% N_2 verdünnt wurde, um die Rußbildung zu vermindern.

Die flammenhemmende Wirkung des Chlors wird generell der reduzierten Verfügbarkeit wichtiger Radikale wie O, H und insbesondere OH zugeschrieben[16,17]. Letzteres wird dabei durch zusätzliche Teilreaktionen wie H + HCl → H_2 + Cl (konkurrierend zu H + O_2 → O + OH) in geringerem Ausmaß gebildet und zudem durch weitere Reaktionen (bspw. OH + HCl → H_2O +Cl) verbraucht. Durch den reduzierten Anteil von OH-Radikalen in der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Reaktionszone wird letztlich insbesondere die Oxidation von CO gehemmt. Zudem führt mit zunehmendem molekularem Chloranteil die Bildung von CCl-Radikalen zu einer geringeren Wärmefreisetzung und damit zum thermischen Quenching des Verbrennungsprozesses[17].
Um die Verbrennung chlorhaltiger Brennstoffe weiter charakterisieren zu können, insbesondere mit Hinblick auf die Flammenstruktur, sind weitere Untersuchungen geplant. Hierbei soll vor allem die LIF der CCl-Radikale bildgebend aufgelöst werden, da diese molekularen Bruchstücke bei der thermischen Zersetzung des DCM, aber bspw. auch von PCBs auftreten können und wie eben angedeutet unmittelbar Einfluss auf den Reaktionsprozess nehmen. Hierfür sind vorangehende spektroskopische Messungen und insbesondere CCl-Anregungsspektren im Bereich (270…280) nm angedacht, um möglichst effiziente LIF-Pfade zu ermitteln und eine eindeutige spektrale Zuordnung der LIF zu identifizieren. Eine Korrelation dieser Daten mit der weiter oben gezeigten und diskutierten LIF der OH-Radikale kann dabei Aufschluss über die lokale Verteilung der CCl-Moleküle relativ zur Reaktionszone aufdecken und Rückschlüsse zu den Reaktionspfaden sowie Bildungstemperaturen für CCl ermöglichen. Zudem kann ein möglicher Zusammenhang mit dem in diesem Beitrag aufgezeigten veränderten Flammenverhalten ab 35% DCM-Anteil aufgedeckt werden.

4. Zusammenfassung

Nicht-vorgemischte Methan-Dichlormethan-Flammen wurden mit einem Güldner-Modellbrenner erstmals mittels planarer OH-LIF bildgebend auf ihre Struktur und Stabilität hin untersucht. Es zeigt sich, dass die Zumischung chlorierter Kohlenwasserstoffe unmittelbar Einfluss auf die Verteilung der OH-Radikale nimmt und insgesamt eine flammenhemmende Wirkung mit sich bringt. Mit zunehmendem DCM-Anteil verringert sich die Höhe der OH-Zone linear, wobei es ab ca. 35vol% DCM zusätzlich zu einem starken Abheben der Flamme kommt. Die vertikale OH-Verteilung entlang der Brennerachse bleibt hingegen zwischen dem Beginn der OH-Zone sowie ihrem OH-Maximum bis 35% DCM nahezu konstant und wird erst für höhere Chloranteile reduziert. Ab 40% DCM ist keine stabile Verbrennung unter Normalbedingungen mehr darstellbar.

Danksagung:
Die Autoren bedanken sich ausdrücklich bei Herrn Oliver Peise für die Aufnahme der Messdaten. Ein weiterer Dank gilt dem Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) für die finanzielle Unterstützung im Rahmen des Projektes LaPLUS (Fördernummer 15S9215B).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Literatur:

[1] A. Anthofer, W. Lippmann, A. Hurtado: *Laser Decontamination of Epoxy Painted Concrete Surfaces in Nuclear Plants*, Optics & Laser Technology **57**, 119, 2014.

[2] B.K. Gullet et al.: *The Role of Chlorine in Dioxin Formation*, Process Safety and Environmental Protection **78**, 47, 2000.

[3] B.R. Stanmore: *The formation of dioxins in combustion systems*, combustion and Flame **136**, 398, 2004.

[4] H.K. Chelliah et al.: *An Experimental and Numerical Study on the Global and Detailed Kinetics of Premixed and Nonpremixed Flames of Chloromethane, Methane, Oxygen and Nitrogen*, Symposium (International) on Combustion **24**, 1083, 1992.

[5] M. Weissman, S.W. Benson: *Pyrolysis of Methyl Chloride, a Pathway in the Chlorine-Catalyzed Polymerization of Methane*, International Journal of Chemical Kinetics **16**, 307, 1984.

[6] J.C. Leylegian: *Soot Formation in aerodynamically Strained Methane–Air and Ethylene–Air Diffusion Flames with Chloromethane Addition*, Combustion and Flame **152**, 144, 2008.

[7] B. Wang: *Experimental Study on CO Oxidation Inhibited by Chlorine*, Proceedings of the Chinese Society of Electrical Engineering **29**, 58, 2009.

[8] Y. Endo, S. Saito, E. Hirota: *Microwave Spectroscopy of the CCI Radical,* Journal of Molecular Spectroscopy, **94**, 199, 1982.

[9] J.B. Burkholder: *High-Resolution Fourier Transform Infrared Spectroscopy of the CCl radical ($X^2\ {}_{3/2,\,1/2}$)*, Journal of Molecular Spectroscopy, **127**, 61, 1988.

[10] C.S. McEnally et al.: *Sensitive In Situ detection of Chlorinated Hydrocarbons in Gas Mixtures*, Applied Optics **33**, 3977, 1994.

[11] A.G. Gaydon: *The Spectroscopy of Flames*, 2nd edition, Springer, 1974.

[12] P. Devynck et al.: *CCl, CH, and NO LIF Measurements in Methane-Air Flames Seeded with Chlorinated Species: Influence of CH_3Cl and CH_2Cl_2 on CCl and NO Formation*, Proceedings of the 27th International Symposium on Combustion, 461, 1998.

[13] O. Peise, S. Voss, D. Trimis: *Investigation of the Flame Structure of Chlorinated Hydrocarbons by Laser Induced Fluorescence*, European Combustion Meeting, 2013.

[14] Ö.L. Güldner et al.: *Unified Behavior of Maximum Soot Yields of Methane, Ethane and Propane in Laminar Diffusion Flames at High Pressures*, Combustion and Flame **158**, 2037, 2011.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[15] B. Stelzner et al.: *Analysis of the Flame Structure for Lean Methane-Air Combustion in Porous Inert Media by Resolving the Hydroxyl Radical*, Proceedings of the Combustion Institue **35**, 3381, 2015.

[16] D.L. Miller et al.: *Chemical Considerations in the Incineration of Chlorinated Methanes I-Methyl Chloride*, Hazardous Waste **1**, 1, 1984.

[17] D. Bose, S.M. Senkant: *On the Combustion of Chlorinated Hydrocarbons I.Trichloroethylene*, Combustion Science and Technology **35**, 187, 1983.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Full PDF-Modelling and Parallel Simulation of Liquid-Fuelled Turbulent Spray Flames

Dr.-Ing. **S.J. Baik**, Ruhr-Universität, Bochum
Prof. Dr.-Ing. **B. Rogg**, Rotexo GmbH & Co. KG, Bochum

Abstract

A fully stochastic approach to the formulation and solution of Lagrangian-type particle equations governing liquid-fuelled turbulent spray flames is developed. The approach is exemplarily applied to a turbulent, liquid-fuelled ethanol/air jet diffusion flame. In the numerical simulations, emphasis is laid on the use of non-structured grids. Several alternative possibilities for parallelization are explored.

1. Introduction

Traditional approaches to the numerical simulation of turbulent reactive flows are based on Reynolds-averaged, Eulerian equations for a gaseous phase - depending on the spatial complexity of a problem at hand – combined with over-simplified to acceptably detailed chemistry models. Representatives of the latter category of acceptable chemistry models are, e.g., both flamelet models [1, 2] and models based on conditional moment closure [3, 4]. Stochastic methods, so-called PDF-methods, have mainly been used to model chemistry by Monte-Carlo methods resulting in in a so-called hybrid approach [5, 6, 7], in which the momentum equations are solved using a RANS formulation.

In the present paper, in order to be able to accurately and reliably predict -- and hence ultimately control -- pollutant formation, we combine the advantage of a full Monte-Carlo stochastic description for chemistry, which does not require modelling [5], with the advantage of a full Monte-Carlo stochastic description of the gaseous flow field as well of the liquid phase. Specifically, the work presented herein can be vied as an extension of the theoretical work on reactive sprays and their one-dimensional simulations [11,12]. To reduce the magnitude of the task, parallelization of the respective computer code has been carried out a hybrid approach using MPI and OpenMP. Also parallel computation using graphic cards has been employed. It has been found that such a consequent approach not only gives more flexibility to the modelling of turbulence for complex, industrial combustion problems, but that it also represents a useful prerequisite for tackling two-phase problems where the gas-liquid

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

or gas-solid interaction is treated exclusively stochastically. Numerical results of the simulations on turbulent, liquid-fuelled ethanol/air jet diffusion flames show good agreement with experimental data available in the literature.

2. Governing Equations and Models

In a turbulent reactive flow involving a gaseous and a liquid phase, generally we consider three velocity components and temperature for each phase, K mass fractions for the gasphase and droplet size for the liquid phase as random variables, assuming that the liquid fuel consists of only a single chemical component and that the spray is monodisperse. Specifically, the 6 velocity components are taken as a 6-dimensional random vector $\underline{V}(\underline{x},t)$, and the gasphase temperature and mass fractions are summarized in a (K+1)-random vector $\psi(\underline{x},t)$. The droplet size is measured in terms of the field of droplet radius, $R(\underline{x},t)$; the field of droplet temperature is $T_s(\underline{x},t)$. For a detailed discussion of the theory of the approach, [5] should be consulted. For the theory of the approach to two-phase systems, [11, 12] should be consulted. For the specific case of a spray flame fuelled by a single-component liquid, a very detailed presentation of the governing equations as well of the models and the numerical methods employed in the present work is given can be found in [10].

3. Numerical Approach

The Monte-Carlo method employs two kinds of particles, namely “gaseous” and “liquid” ones, which, after each time step, are subjected to Favre averaging such that the local and instantaneous mean values for the respective 6 velocity components, the 2 temperatures, the K mass fractions and the droplet size are obtained. In addition, at each time step, the Eulerian equations of a standard k-ε model are solved as well as an Eulerian Poisson equation for the mean pressure.

As velocity model for the gasphase a Langevin equation was used, for the liquid phase a modified equation of motion. As mixing models, the IEM model, Curl’s model and the EMST model were explored, as evaporation models the D-square-law model. To obtain the numerical results presented below, the EMST model and the D-square-law model were use, as well as a finite-rate global one-step reaction for gasphase chemistry. We note that the formulation takes into account detailed finite-rate chemistry for an arbitrary number K of species. Numerically, in the code, this has been realized using the Cosilab API library [13].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

The overall computational domain is split into a certain number of non-overlapping subdomains and hence is made accessible to parallelization. For the parallel solution of the pressure equation, the Schur-complement method is used. The discretization results in an unstructured mesh, in which suitable finite volumes are defined.

4. Parallelization

Various parallelization strategies were explored and, finally, employed. Underlying each parallelization architecture an strategy employed, both domain and particles decomposition were employed. In particular, here the Schur-Complement method was used and a sophisticated particle exchange method. Reference [10] should be consulted for details.

Both MPI and OpenMP were employed. Finally, a hybrid approach was selected [10] in an attempt to mutually compensate the limitations of both schemes. Specifically, in the present work the hybrid scheme was designed such that into the MPI-parallized domain decomposition a loop-level OpenMP parallelization was implemented for each spatial domain. This hybrid approach is schematically represented in Fig. 1.

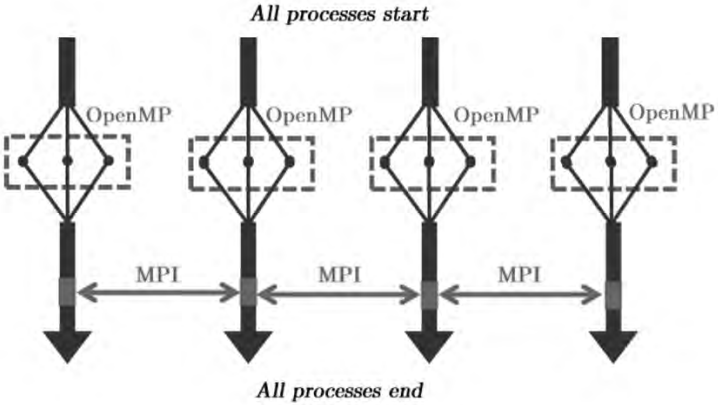


Fig. 1: Schematic of the MPI-OpenMP hybrid approach.

5. Selected Results

Exemparily, here we present results for a turbulent ethanol-air spray flame investigated experimentally at the University of Sydney in 2009 [14, 15]. In the experiments, the central jet

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

nozzle diameter was 10.5 mm. The outer diameter of the annulus was 25.0 mm. The pilot flame holder was fixed 11 mm from the centre. A co-flow of diameter 104 mm surrounded the burner and had an average flow velocity of 4.5 m/s with temperature 298 K. The pilot stream carried fully burnt combustion products of a stoichiometric mixture of ethylene/hydrogen and air, with an adiabatic flame temperature of 2493 K. The bulk velocities of the pilot stream and jet were 11.6 m/s and 24 m/s, respectively. Details on the experimental arrangements and experimental data are reported in [14, 15].

The computational domain is shown in the Fig. 2. Since for this computation MPI-OpenMP hybrid parallelization was tested, the domain has been decomposed into 8 sub-domains that in the pdf-version – not the in the printed version – of the paper each carry a different background color. Roman numbers I to VI indicate the different parts of the domain boundary. Specifically, I indicates the jet inlet, II the pilot flame inlet, III the co-flow inlet, IV the open boundary where entrainment of air occurs, V the outlet and VI the symmetry boundary.

Simulations are performed on the unstructured mesh shown in Fig. 2. The computational domain extends to 8 and 40 diameters in the radial and axial direction, respectively. At the inlets to the computational domain, labelled I, II and III, respectively, velocity, composition, and turbulent properties of the gas flow and liquid flow are fixed to the respective boundary values. At the symmetry axis, VI, the velocity components normal to the boundary are set to zero. At the open boundary, IV, the flow is allowed to adjust its direction into or out of the computational domain.

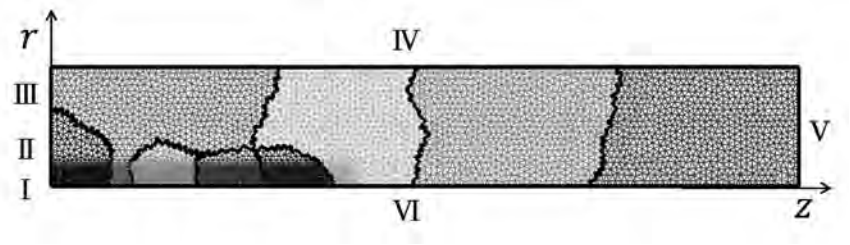


Fig. 2: Schematic of the computational domain and boundaries.

In the computations 505072 particles were used, and the mesh consisted of 5156 nodes and 9924 triangles. The grid generator and the API library from Cosilab [13] were used.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Gasphase combustion was described by a global one-step chemical reaction for ethanol/air systems [16] comprising 5 chemical species.

Shown in Figs. 3 and 4 are profiles in physical space of the mean axial velocity component *w* as obtained in the experiments performed by Gounder et al. [14,15], and from the numerical

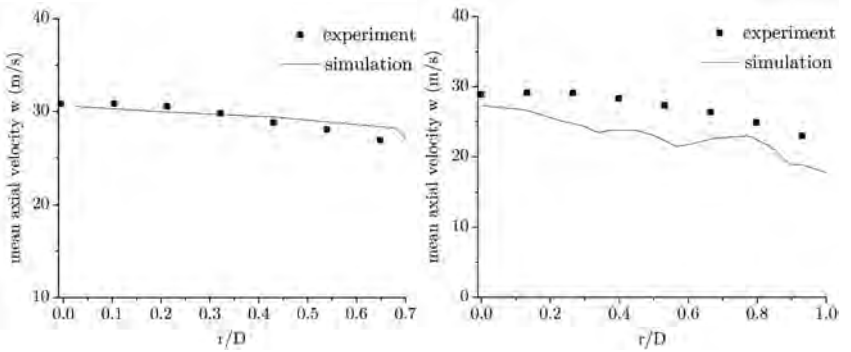


Fig. 3 (left) and 4 (right): Radial profile of the mean axial velocity component of fuel droplets along at axial station z/D=10 (left) and x/D=20 (right). Solid line: computational result; symbols: experimental data from [14,15].

simulations carried out in the present work. Specifically, Fig. 3 refers to the axial station *z=D* = 10. It can be seen that generally the agreement between the experimental and numerical data is good. The same is the case for the mean axial velocity component of fuel droplets as a function of radius taken at non-dimensional axial station *z=D* = 20, which is shown in Fig. 4. Shown in Fig. 5 is the radial profile of mean temperature at *z=D* = 10. It can be seen that for small radii the agreement is good, but that for radii greater than approximately unity temperatures are greatly over-predicted by the simulation. A similar over-prediction by the simulation can be seen in Fig. 6, which shows the same radial profile of temperature but at *z=D* = 20, i.e., further downstream. Since on the Sydney flame further experimental data than

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

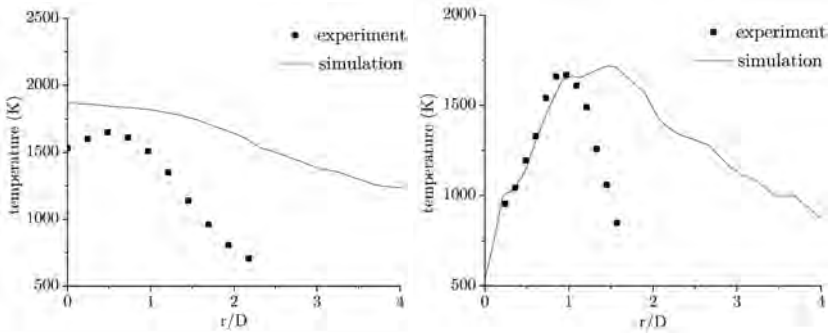


Fig. 5 (left) and 6 (right): Radial profile of the meantemperature at axial station z/D=10 (left) and x/D=20 (right). Solid line: computational result; symbols: experimental data from [14,15].

the one shown here are not available, the cause of the disagreement between experimental and computed radial temperature profiles can only be speculated about. For instance, the observed disagreement may, perhaps, be due to an over-prediction of the transversal velocity component or to an over-prediction of the rate of turbulent mixing.

Since in the turbulent mixing-model employed the ratio μ/k appears, either an over-prediction of the turbulent dissipation rate μ or an under-prediction of the turbulent kinetic energy k could lead to a mixing rate that is too large. Shown in Fig. 7 are surface plots of the

expectations of the mean axial velocity component, the mass fraction of H2O, and of the temperature as obtained by the computations. The plots show surfaces of the three quantities as it is to be expected on physical grounds. Specifically, in the plot of mean axial velocity, w, the local acceleration of the flow in the vicinity of the symmetry axis due to heat release and hence expansion is obvious as is, as a consequence of overall mass conservation, the observed slow-down and homogenization sufficiently far downstream. Close to the nozzle exit, the surface plots of the mean H2O mass fraction and of the temperature both clearly show the effect of the pilot flame.

Shown in Fig. 8 are surface plots of the expectations of the mean axial velocity component of droplets, w_l, and at the mean radial velocity component of droplets, v_l, as obtained by the

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

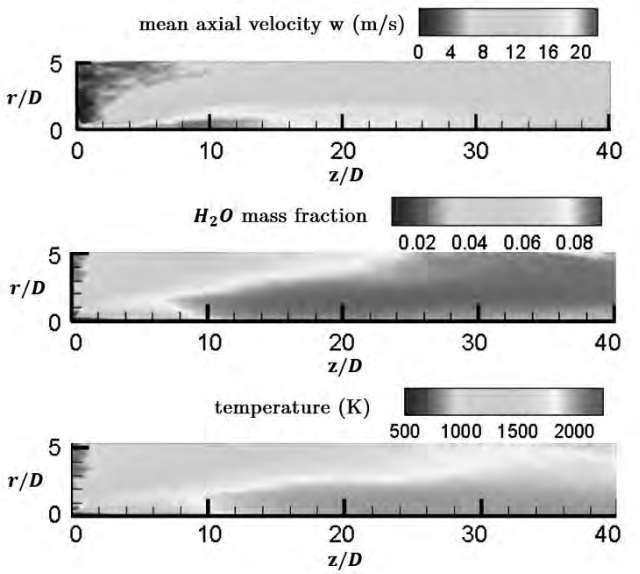


Fig. 7: Surface plots – from top to bottom – of the axial velocity component, the mass fraction of H2O, and the temperature, respectively.

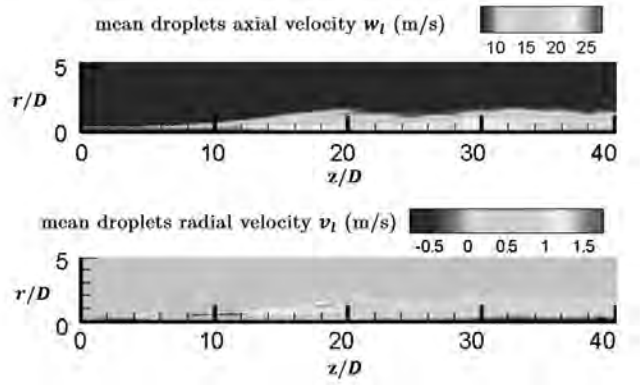


Fig. 8: Surface plots – from top to bottom – of the axial velocity and radial velocity component, respectively.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

computations. It can be seen that the fields of both velocity components look reasonable, both in values and shape, as can be expected due to the reasonable agreement between experimental data and computational results shown for the radial profiles in Figs. 3 and 4. From axial station *z/D H* 8, droplets are strongly accelerated into the radial direction by expansion due to heat release.

Shown in Fig. 9 is the computed marginal density function $f_W(R_l)$ of droplet radius along the jet center line as a function of the non-dimensional axial coordinate *z/D*. It can be seen that

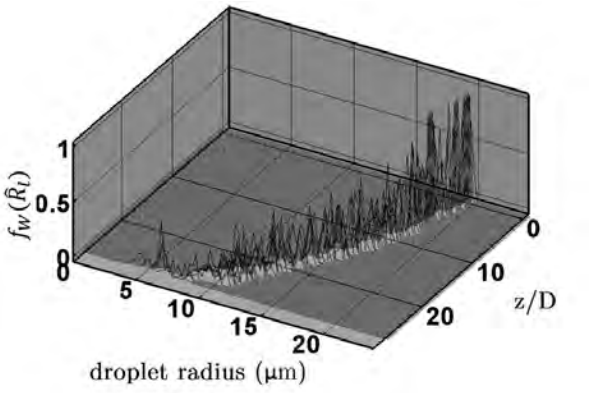


Fig. 9: Profile along the jet center line of the marginal density function $f_W(R_l)$ as a function of droplets radius.

from the nozzle up to approximately *z/D* = 5 practically most droplets keep their formation as distributed at the inlet. The droplet radius R_l then decreases along the axial line to a value of, approximately, 7 μm, however, droplets has been distributed wider than between *z/D* = 0 and 5. The phenomena shown in this figure can be confirmed by plotting each single droplet as shown in Fig. 10. Specifically, shown in Fig. 10 is a scatter plot of droplet radius R_l along the jet symmetry axis versus axial distance *z* from the nozzle exit plane obtained by plotting a point (R_l ; *z/D*) for each liquid Monte-Carlo particle that – at statistical steady state of the reactive flow – instantaneously is located somewhere on the symmetry axis. It can be seen that the scattering is relatively small close to the nozzle exit plane and that it is increasing with increasing distance from the nozzle. This is to be expected on physical grounds

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

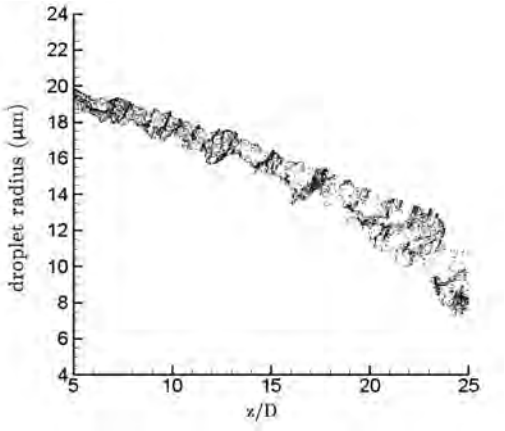


Fig. 10: Droplet radius represented by the liquid Monte-Carlo particles along the symmetry line of the jet.

because the initial droplet size distribution, which in the simulations was assumed to be Gaussian, widens downstream continuously due to differential effects of droplet evaporation.

Acknowledgment

This work has been funded by Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) under grant no RO2249/3-1.

References

[1] Bray, K. N. C., Libby, Paul A., and Moss, J. B.: Flamelet crossing frequencies and mean reaction rates in premixed turbulent combustion, Combustion Science and Technology, 41(3-4)(1984) 143-172

[2] Peters, N.: Laminar flamelet concepts in turbulent combustion, Symposium (International) on Combustion, 21(1)(1988) 1231-1250

[3] Bilger, R. W.: Conditional moment closure for turbulent reacting flow, Physics of Fluids A: Fluid Dynamics, 5(2)(1993) 436

[4] Klimenko, A. Y. and Bilger, R. W.: Conditional moment closure for turbulent combustion, Progress in Energy and Combustion Science, 25(6)(1999) 595-687

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[5] Pope, S. B.: Pdf methods for turbulent reactive flows, Progress in Energy and Combustion Science, 11(2)(1985) 119-192

[6] Jenny, P., Pope, S. B., Muradoglu, M., and Caughey, D. A.: A hybrid algorithm for the Joint pdf equation of turbulent reactive flows, Journal of Computational Physics, 166(2)(2001) 218-252

[7] Janicka, J., Kolbe, W., and Kollmann, W.: Closure of the transport equation for the probability density function of turbulent scalar fields, Journal of Non-Equilibrium Thermodynamics, 4(1)(1979)

[8] Curl, R. L.: Dispersed phase mixing: I. theory and effects in simple reactors, AIChE Journal, 9(2)(1963) 175-181

[9] Subramaniam, S.: A mixing model for turbulent reactive flows based on euclidean minimum spanning trees, Combustion and Flame, 115(4)(1998) 487-514

[10] Baik, S.J: PDF-Modeling and Simulation of Turbulent Spray Combustion, Ph.D. thesis, Ruhr-University, Bochum (Germany), 2016.

[11] Rumberg, O.: Modellierung und Simulation turbulenter reaktiver Sprays, Ph.D. thesis, Ruhr-University, Bochum (Germany), 2001.

[12] Zhu, M., Rumberg, O., Bray, K.N.C. and Rogg, B., Combustion and Flame, 122(3):327-338, 2000.

[13] Cosilab. Combustion Simulation Laboratory, Rotexo Software, Bochum, 2017

[14] Gounder, J.D.: An experimental Investigation of Non-Reacting and Reacting Spray Jets, Ph.D. thesis, Sydney, 2001

[15] Masri, A.R. and Gounder, J.D.: Details and complexities of boundary conditions in turbulent piloted dilute spray jets and flames. In Bart Merci, Dirk Roekaerts and Amsini Sadiki, editors: Experiments an Numerical Simulations of Diluted Spray Turbulent

[16] Dubey, R., Bhadraihah, K., and Raghavan, V. Combustion Science and Technology, 183(1):43-50,2010.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Gradientenfreie Flammenidentifizierung auf 1D Raman/ Rayleigh Messdaten

Eine neuartige Verknüpfung von experimentellen und numerischen Methoden zur Charakterisierung des lokalen Verbrennungsregimes in turbulenten Flammen

S. Hartl, TU Bergakademie Freiberg, Freiberg
Prof. Dr.-Ing. **D. Geyer**, Hochschule Darmstadt, Darmstadt
Prof. Dr.-Ing. **A. Dreizler**, TU Darmstadt, Darmstadt
Dr. **R. S. Barlow**, Sandia National Laboratories, Livermore, USA
Prof. Dr.-Ing. **C. Hasse**, TU Bergakademie Freiberg, Freiberg

Kurzfassung

Für die Modellierung und numerische Simulation wurden in den letzten Jahren verschiedene Verfahren zur Charakterisierung des lokalen Verbrennungsregimes entwickelt. Alle diese Methoden zur Identifizierung und Regime-Charakterisierung basieren auf 3D-Gradienteninformationen und sind somit nicht auf experimentellen Daten anwendbar, die solche Detailinformationen nicht auflösen können. Das Ziel dieser Arbeit ist die gezielte Weiterentwicklung eines kürzlich vorgestellten gradientenfreien Flammenidentifizierungsverfahrens (GFRI - Gradient-Free Regime Identification). GFRI erlaubt die Regime-Charakterisierung entlang einzelner Raman/Rayleigh Linien und basiert auf einer Kombination von numerisch bestimmbaren Flammenmarkern, um eine zuverlässige lokale Aussage bzgl. vorgemischter und nicht-vorgemischter Reaktionszonen zu treffen. In dieser Studie werden die Strukturen von laminaren Gegenstrom- und turbulenten abgehobenen Flammen (Methan-Luft) untersucht. Die experimentellen Ergebnisse der Gegenstromflamme werden mit vollaufgelösten numerischen Simulationen verglichen. Die berechneten Flammenmarker sowie die darauf aufbauende Analyse des Verbrennungsregimes zeigen eine sehr gute Übereinstimmung. In der turbulenten abgehobenen Flamme zeigt die GFRI-Analyse der Raman/Rayleigh Daten die Charakteristiken einer Triple-Flamme mit einer fetten und einer mageren Vormischflamme auf beiden Seiten sowie einer nicht-vorgemischten Flamme in der Mitte.

Einleitung

Verbrennungsprozesse können global entweder als vorgemischt oder nicht-vorgemischt charakterisiert werden. In technischen Systemen wie Motoren, Gasturbinen oder (mehrstufigen) Industriebrennern sind die lokalen Bedingungen aufgrund partieller

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Vormischung oder Rezirkulation deutlich komplexer. Für diese Fälle ist eine globale Charakterisierung nicht ausreichend. Diese Arbeit verwendet den Begriff “partiell vorgemischt“ (partially premixed; PP) um alle Zustände zwischen perfekt vorgemischten und perfekt nicht-vorgemischten Systemen zu beschreiben.

Eine Möglichkeit, um lokal zwischen verschiedenen Verbrennungsmodi zu unterscheiden, ist die Analyse der Interaktion von Transportprozessen und der unterliegenden Chemie [1, 2]. Basierend auf der Idee, dass die lokale Mischung die lokale Flammenstruktur charakterisiert, wurden eine Vielzahl an Regimeindikatoren entwickelt [1, 3-7]. Jedoch basieren all diese Regimeindikatoren auf dreidimensionalen skalaren Gradienten, welches von experimentellen Messverfahren wie z.B. Raman/Rayleigh Streuung, nicht mit ausreichender Genauigkeit aufgelöst werden können [8].

Diese Arbeit betrachtet die Aufgabe der Regimeidentifizierung aus der Perspektive, dass der lokale thermochemische Zustand direkt an das Verbrennungsregime gekoppelt ist und somit als Charakteristik der lokalen Mischung angesehen werden kann. Insbesondere in die Reaktionszone sind signifikante Änderungen in den Hauptspezies und der Temperatur zu finden. Das Ziel dieser Arbeit ist die Anwendung des kürzlich hergeleitetem Verfahren zur gradientenfreien Regimeidentifizierung (GFRI - Gradient-Free Regime Identification), welches auf eindimensionale Schnitte durch die Reaktionszone angewendet werden kann [9]. Sofern die Reaktionszone dünn ist und das 1D Messlinie die Reaktionszone kreuzt, kann eine Reaktionszone zuverlässig identifiziert werden. Dabei sind keine dreidimensionalen Gradienteninformationen notwendig. Der GFRI Ansatz wurde basierend auf vollaufgelösten Rechnungen laminarer Gegenstromflammen hergeleitet und unter anderem auf eine laminare Triple-Flamme angewendet.

Diese Arbeit präsentiert eine Erweiterung dieser Studie. Zunächst werden Raman/Rayleigh Daten laminarer Gegenstromflammen analysiert und mit vollaufgelösten Simulationsdaten vergleichen. Weiterhin werden experimentelle Messlinien, korrespondierend zum Stabilisationsbereich einer abgehobenen turbulenten Flamme, ausgewertet und hinsichtlich ihrer Flammenstruktur analysiert.

Experimentelle und numerische Testfälle

Dieser Arbeit diskutiert die Regimeidentifizierung experimenteller Raman/Rayleigh Messdaten laminarer Gegenstromflammen sowie einer abgehobenen turbulenten Methan/Luft Flamme. Eine Beschreibung des 1D Raman/Rayleigh Systems ist in der Literatur vielfach diskutiert und kann unter anderem in [10] gefunden werden. Die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

experimentelle und numerische Konfiguration der laminaren Gegenstromflammen ist in *Bild 1* und eine Illustration der turbulenten abgehobenen Flamme in *Bild 2* gezeigt.

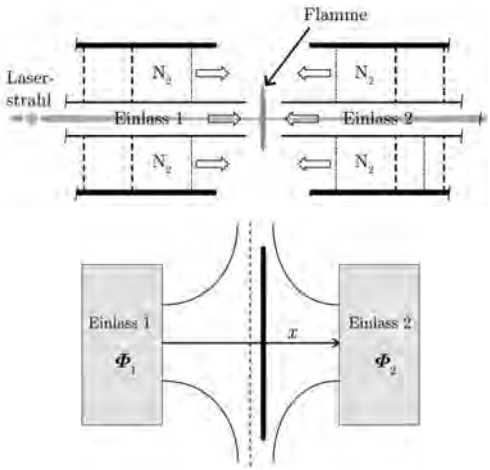


Bild 1: (oben) Skizze des experimentellen Aufbaus eines horizontal angeordneten Gegenstrombrenners. (unten) Numerische Konfiguration des Gegenstromsetups.

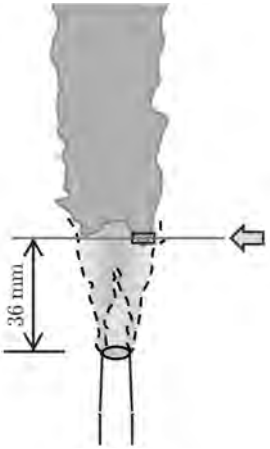


Bild 2: Skizze der turbulenten abgehobenen Flamme.

Das Anwendung einer Gegenstromkonfiguration ist eine weitverbreitete Methode für Flammenstrukturanalysen sowie für Tabellierungsstrategien. Unter Anwendung einer Ähnlichkeitstransformation kann ein Set aus eindimensionalen Gleichungen hergeleitet werden [11]. Basierend auf den gewählten Einlasskonzentrationen sowie der *Strain Rate* können sowohl vorgemischte, nicht-vorgemischte als auch partiell vorgemischte Flammenkonfigurationen umgesetzt werden. Das experimentelle Setup ist durch einen Abstand zwischen den Einlassdüsen von 13 mm charakterisiert, während der Durchmesser des Einlassrohres 11.1 mm beträgt.

Die leicht turbulente abgehobene Methan/Luft Flamme ist durch eine Reynoldszahl von 2000, einem Äquivalenzverhältnis von 4.82 im Jeteinlass und Luft als Coflow charakterisiert. Ein Rohr mit einem inneren Durchmesser von 8 mm und einer Länge von 400 mm wurde verwendet, um die Jetströmung für die abgehobene Flamme zu erzeugen. Der Abstand zwischen Flamme und Brenner beträgt im Mittel 36 mm und Messungen wurden im Stabilisierungsbereich der Flamme durchgeführt.

Die Chemie wurde mit dem GRI-Mech 3.0 modelliert und es wurde ein mischungsgemittelter Diffusionsmodellierungsansatz mit Thermodiffusion (Soret) verwendet.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Gradientenfreie Flammenmarker

Dieser Abschnitt diskutiert Flammenmarker, welche sowohl auf vollaufgelöste numerische Daten als auch auf 1D Raman/Rayleigh Daten anwendbar sind.

Mischungsbruch

Der Mischungsbruch kann zur Charakterisierung nicht-homogener Systeme angewendet werden. Basierend auf Speziesinformation aus Raman Messungen kann ein zugehöriger Bilger Mischungsbruch *Z* [12] definiert werden als:

$$Z = \frac{\frac{2(Y_{\mathrm{C}} - Y_{\mathrm{C,Ox}})}{W_{\mathrm{C}}} + \frac{Y_{\mathrm{H}} - Y_{\mathrm{H,Ox}}}{2W_{\mathrm{H}}} - \frac{Y_{\mathrm{O}} - Y_{\mathrm{O,Ox}}}{W_{\mathrm{O}}}}{\frac{2(Y_{\mathrm{C,B}} - Y_{\mathrm{C,Ox}})}{W_{\mathrm{C}}} + \frac{Y_{\mathrm{H,B}} - Y_{\mathrm{H,Ox}}}{2W_{\mathrm{H}}} - \frac{Y_{\mathrm{O,B}} - Y_{\mathrm{O,Ox}}}{W_{\mathrm{O}}}} \quad . \tag{1}$$

Hierbei steht C, H und O für das korrespondierende chemische Element, das Symbol *W* bezeichnet deren atomare Masse und *Y* den Massenbruch. Weiterhin bezeichnen „Ox“ und „B“ den entsprechenden Oxidator- und Brennstoffstrom.

Chemical explosion mode analysis (CEMA)

CEMA ist eine Methode zur Charakterisierung von Flammensimulationen basierend auf vollaufgelöster numerischer Rechnungen [13]. Die Methode wurde erfolgreich zur Identifikation von Vormischflammenfronten [14] sowie Zündungs- und Verlöschungsprozesse [15, 16] angewendet. Eine Anwendung auf experimentelle Daten ist bisher nicht bekannt.

Ausgehend von der Erhaltungsgleichung eines chemisch reaktiven Systems wird die korrespondierende Jacobimatrix berechnet. CEMA wird ausschließlich auf dem chemischen Anteil der Jakobimatrix $\mathbf{J}_{\dot{\omega}}$ durchgeführt. Die Eigenwerte **»** der Jakobimatrix $\mathbf{J}_{\dot{\omega}}$ werden bestimmt und der Eigenwert mit dem größtem Realteil, »_{e}, wird als “chemical explosive mode” bezeichnet sofern der korrespondierende Wert positiv ist [13]. Der charakteristische Eigenwert »_{e} kann genutzt werden, um, basierend auf örtlichen und chemischem Änderungen, Reaktionszonen zu identifizieren. Ähnlich zu [14] wird die folgende Definition des *Chemical Mode* (CM) verwendet: $\mathrm{CM} := \mathrm{sign}(\mathrm{Re}(\text{»}_{\mathrm{e}})) \times \log_{10}(1 + |\mathrm{Re}(\text{»}_{\mathrm{e}})|)$.

Heat release rate

Die lokale Größe der Wärmefreisetzung (Heat release rate – HRR) kann zur Detektion von Reaktionszonen in laminaren und turbulenten Flammen angewendet werden. Die HRR kann berechnet werden als [4]:

$$\mathrm{HRR} = -\,{}^{1}\!/_{\rho} \sum_{i=1}^{N_s} \dot{\omega}_i \, h_{f,i}, \tag{2}$$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

mit der Dichte ρ, dem chemischen Quellterm $\dot{\omega}_i$ und der Speziesbildungsenthalpie $h_{f,i}$ einer Spezies *i*.

Gradientenfreie Flammenidentifizierung

In der Arbeit von Hartl et al. [9] wird eine neuartige Methode zur Detektion und Charakterisierung von Reaktionszonen vorgestellt. Diese Methode zeichnet sich dadurch aus, dass sie sowohl auf vollaufgelöste numerische Daten als auch auf Raman/Rayleigh Messdaten anwendbar ist. Die Idee des neuartigen Ansatzes ist die Charakterisierung des Flammenregimes basierend auf dem lokalen thermochemischen Zustand (beschrieben durch Hauptspezies und Temperatur). Die dafür notwendigen Informationen können unter anderem basierend auf 1D Raman/Rayleigh Messlinien ermittelt werden, welche die Flammenfront schneiden. Zusätzlich zu den quantitativen Informationen der Hauptspezies und der Temperatur werden charakteristische Flammenmarker kombiniert und für die Detektion und Charakterisierung der Reaktionszone herangezogen. Das vorgestellte gradientenfreie Flammenidentifizierungsverfahren (GFRI - Gradient-Free Regime Identification) wurde unter Anwendung von Flammen verschiedener Komplexität entwickelt und validiert. Dabei wurde der Fokus speziell auf die Anwendung auf experimentelle Daten sowie die Analyse der experimentellen Unsicherheit gelegt. Basierend auf den durchgeführten Analysen wurde der folgende Ansatz zur Regimeidentifikation vorgestellt:

Vorgemischt:	CM Nulldurchgang	+ signifikante HRR Werte
Nicht-Vorgemischt:	negativer CM	+ Z Gradient in der Nähe von Z_{st} + signifikante HRR Werte
		Optional: signifikante X_{OH} Werte

Die GFRI Methode wurde erfolgreich auf 1D Raman/Rayleigh Daten turbulenter Benchmark Flammen angewendet. Weiterhin wurde die Approximation des vollen thermochemischen Zustandes im Detail diskutiert. Der vorgeschlagene Ablauf zur Regimeidentifizierung (verkürzt) ist in *Abbildung 3* dargestellt. Dabei wird sowohl die Auswertung auf numerischen als auch auf experimentellen Daten gezeigt. Ein Schwerpunkt der Analyse ist die Approximation des vollen thermochemischen Zustandes, welcher aufbauend auf einer homogenen Reaktorsimulation bestimmt wird. Dabei werden experimentelle Raman/Rayleigh Messdaten als Eingangsgröße verwendet und unter Beachtung der experimentellen Unsicherheit Informationen zu Radikalen aufgebaut. Sobald die HR Berechnung einen stabilen Zustand erreicht haben wird der *Chemical Mode* und die Wärmefreisetzung des approximierten thermochemischen Zustandes berechnet. Dieses Approximationsverfahren

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

wurde unter Anwendung numerischer Daten entwickelt und validiert. Detaillierte Informationen zum GFRI Ansatz sowie zu der Approximation des thermochemischen Zustandes sind in [9] zu finden.

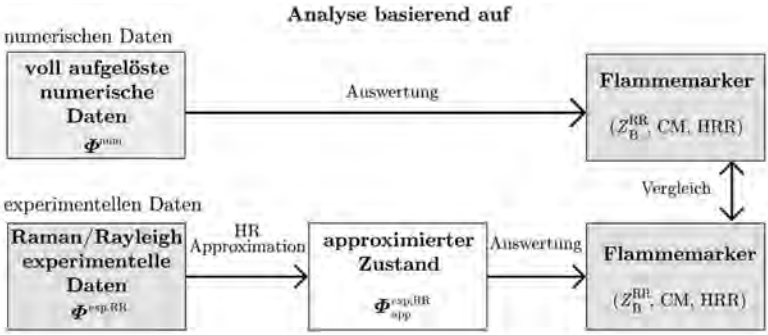


Bild 3: Ablauf zur Berechnung von Flammenmarkern basierend auf numerischen (oben) und experimentellen (unten) Daten. Der Index app *beschreibt den approximierten vollen thermochemischen Zustand. Zur Approximation wird eine homogene Reaktorberechnung (HR) basierend auf experimentellen Raman/Rayleigh Messdaten* $\phi^{RR} = [T, Y_{N2}, Y_{O2}\ Y_{CH4}, Y_{CO2}\ Y_{H2O}, Y_{CO}\ Y_{H2}]$ ausgeführt.

Laminare Gegenstromflammen

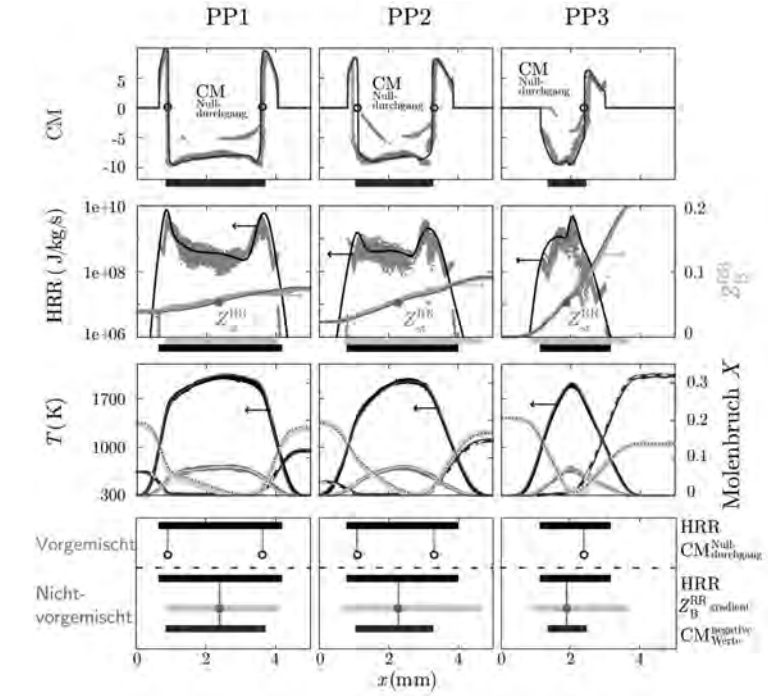
Dieser Abschnitt beschreibt die Anwendung des GFRI Ansatzes auf Raman/Rayleigh Messdaten von drei laminaren partiell vorgemischten Gegenstromflammen. Die betrachteten Mischungen sind in *Tabelle 1* zusammengefasst. Die Einlasszusammensetzungen der partiell vorgemischten Flammenkonfigurationen sind so gewählt, sodass Einlass 1 und Einlass 2 innerhalb (PP1) und außerhalb (PP2) des *Flammability Limits* (φ_{fl} = [0.5,1.7]) liegen. PP3 ist durch ein Äquivalenzverhältnis von 4.8 an Einlass 1 charakterisiert, welches mit kürzlich durchgeführten Experimenten von pilotierten turbulenten Flammen vergleichbar ist [10, 17].

Tabelle 1: Zusammensetzung der Methan/Luft Mischungen im Gegenstromsetup. Die Strain Rate ist definiert als $a = (u_1 + u_2)/L$ *(L beschreibt den Abstand zwischen den Einlässen).*

	Einlass 1		Einlass 2		
	φ_1	u_1 (m/s)	φ_2	u_2 (m/s)	a (1/s)
PP1	0.7	0.29	1.4	0.39	114
PP2	0.4	0.22	1.8	0.16	60
PP3	0	0.31	4.8	0.3	101

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Für jede Flammenkonfiguration wurden 600 Raman/Rayleigh Messlinien (300 Datenpunkte auf 6 mm) ausgewertet. Die skalaren Daten jedes einzelnen Samples, $\phi^{\mathrm{exp,RR}}$, wurden als initialer Zustand einer homogenen Rektor Rechnung verwendet, um eine Approximation des vollen thermochemischen Zustandes zu erhalten. Basierend auf dem approximierten Zustand wurde der *Chemical Mode* und die Wärmefreisetzung ausgewertet. *Abbildung 4* zeigt die Ergebnisse von PP1, PP2 und PP3.



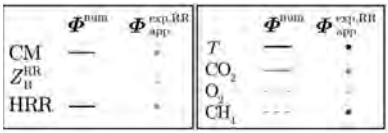


Bild 4: Die GFRI Analyse der Gegenstromflammen PP1 *(links),* PP2 *(mittig) und* PP3 *(rechts) basierend auf* ϕ^{num} *und* $\phi_{\mathrm{app}}^{\mathrm{exp,RR}}$*. Vertikale Linien in der letzten Reihe zeigen die Position der vorgemischten und nicht-vorgemischten Reaktionszonen.*

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die experimentellen und numerischen Profile des Mischungsbruchs, der Temperatur und der Hauptspezies zeigen eine sehr gute Übereinstimmung. Der *Chemical Mode*, dargestellt in der ersten Reihe, zeigt ebenfalls eine gute Übereinstimmung zwischen den Positionen der Nulldurchgänge der numerischen, ϕ^{num}, und der approximierten experimentellen, $\phi_{\mathrm{app}}^{\mathrm{exp,RR}}$, Lösungen (zwei für PP1 und PP2, eins für PP3). Die Ergebnisse, basierend auf $\phi_{\mathrm{app}}^{\mathrm{exp,RR}}$, weisen lediglich eine marginale Streuung in den Positionen der Nulldurchgänge auf. Abweichungen in den negativen Werten des CM sind vorhanden, jedoch bleiben die CM Werte basierend auf $\phi_{\mathrm{app}}^{\mathrm{exp,RR}}$ negativ im Bereich von 0.8-3.9 mm für PP1, 0.9-3.4 mm für PP2 und 0.8-2.4 mm für PP3. Die Punkte des approximierten *Chemical Modes*, welche von den Ergebnissen der vollaufgelösten Simulation abweichen, können auf die experimentelle Unsicherheit zurückgeführt werden. Der Vergleich der numerischen und experimentellen Ergebnisse der laminaren Gegenstromflammen bestätigt die Anwendbarkeit des GFRI Ansatzes. Im Vergleich zu den vollaufgelösten Rechnungen konnte die Position der Nulldurchgänge im CM erfolgreich lokalisiert und das CM Profils reproduziert werden.

Die Charakteristiken in der HRR können ebenfalls reproduziert werden, jedoch mit einer höheren Sensitivität hinsichtlich experimentellen Unsicherheiten. Abweichung sind insbesondere in fetten Bereichen erkennbar. Die approximierten Ergebnisse, $\phi_{\mathrm{app}}^{\mathrm{exp,RR}}$ der Wärmefreisetzung sind in quantitativer Übereinstimmung mit den vollaufgelösten numerischen Resultaten, sodass Bereiche signifikanter HRR sowie lokale Maxima identifiziert werden können.

Basierend auf dem vorgestellten GFRI Ansatz, wurde eine Identifizierung von vorgemischten und nicht-vorgemischten Flammenfronten durchgeführt (siehe letzte Reihe in *Abbildung 4*). Für die Flammen PP1 und PP2 wurde eine magere und eine fette Vormischflammenfront identifiziert, welche eine nicht-vorgemischten Flammenfront einschließen. Hingegen zeigt PP3 eine fette vorgemischten Reaktionszone sowie eine starke nicht-vorgemischte Reaktionszone. Diese Ergebnisse stimmen mit den erwarteten Charakteristiken der Gegenstromflammen überein. Dies verdeutlicht die Anwendbarkeit des GFRI Ansatzes auf experimentelle Daten.

Turbulente abgehobene Flamme

Aus der Literatur ist bekannt, dass der Stabilisierungspunkt einer abgehobenen turbulenten Flamme eine Triple-Flammenstruktur aufzeigt. Diese ist im Allgemeinen charakterisiert durch eine magere und eine fette Vormischflamme welche eine nicht-vorgemischte Flamme einschließt [18, 19].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die folgende Analyse basiert auf einer Auswahl experimenteller Samples der abgehobenen turbulenten Methan/Luft Flamme (180 aus 3000), welche kalte Mischungen an den Enden des Messvolumens (T < 400 K) sowie heiße Produkte dazwischen (T > 1000 K) aufzeigen. Diese Bedingung garantiert, dass die komplette Flammenstruktur mithilfe einer einzelnen Messlinie abgebildet wird.

Während der Analyse der experimentellen Schnitte zeigte sich, dass eine Gruppierung in verschiedene Fälle (Cases), basierend auf den Charakteristiken im CM, HRR und Z, durchgeführt werden kann. Eine Auswertung jeweils repräsentativen Samples ist folgend in *Abbildung 5* und *Abbildung 6* zu sehen. Dabei stellt jede Spalte das Ergebnis eines repräsentativen Schnittes dar.

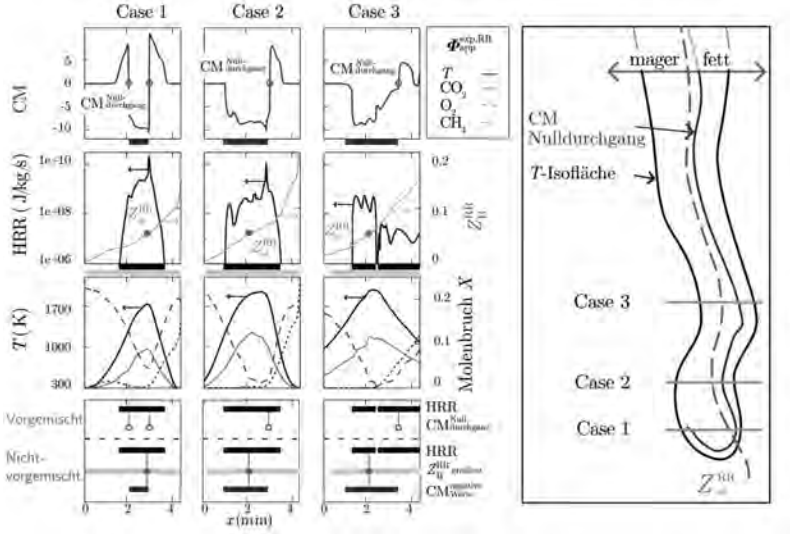


Bild 5: (links) Die GFRI Analyse der turbulenten abgehobenen Methan/Luft Flamme basierend auf $\phi_{\mathrm{app}}^{\mathrm{exp,RR}}$. Vertikale Linien in der letzten Reihe zeigen die Position der vorgemischten und nicht-vorgemischten Reaktionszonen. (rechts) Eine schematische Repräsentation der abgehobenen Flamme und Positionen der ausgewählten Samples.

Case 1 ist durch zwei Nulldurchgänge im *Chemical Mode* sowie steilen Gradienten nahe des Nulldurchgangs charakterisiert. Dies erlaubt die Identifizierung einer mageren und einer fetten vorgemischten Reaktionszone. Weiterhin sind negative CM Werte in Kombination mit signifikanter Wärmefreisetzung vorzufinden, was ein Indiz für eine nicht-vorgemischte Flammenfront darstellt. Somit zeigt Case 1 einen charakteristischen Schnitt einer Triple-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Flammenstruktur. Im Gegensatz dazu zeigen Case 2 und Case 3 nur einen CM Nulldurchgang im fetten Bereich der Flamme (fette Vormischflammenfront) sowie folgend eine Kombination aus negativem CM, signifikanter HRR und einer stöchiometrischen Mischung (nicht- vorgemischte Reaktionszone). Dabei ist zu beachten, dass Case 2 im Gegensatz zu Case 3 einen signifikanten Gradienten im CM aufweist.

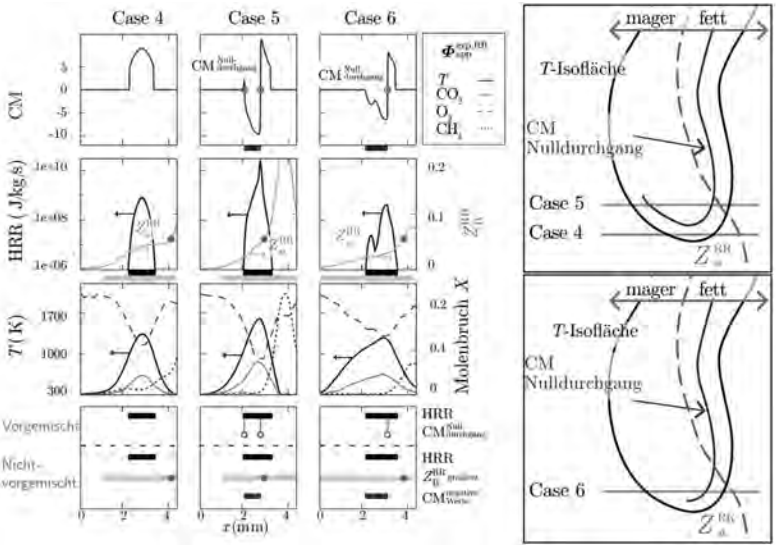


Bild 6: (links) Die GFRI Analyse der turbulenten abgehobenen Methan/Luft Flamme basierend auf $\phi_{\mathrm{app}}^{\mathrm{exp,RR}}$. Vertikale Linien in der letzten Reihe zeigen die Position der vorgemischten und nicht-vorgemischten Reaktionszonen. (rechts) Eine schematische Repräsentation der abgehobenen Flamme und Positionen der ausgewählten Samples.

Case 4 weist keine Reaktionszone auf und der *Chemical Mode* ist durchgehend Null oder positiv. Wie in *Abbildung 6* dargestellt, korrespondiert dieses Sample zur Vorwärmzone der abgehobenen Flamme. Case 5 charakterisiert experimentelle Schnitte welche zwei CM Nulldurchgänge, beide für magere Mischungen, und positive CM Werte bei stöchiometrischer Mischung aufweisen. Folgend werden zwei magere vorgemischte Reaktionszonen und keine nicht-vorgemischte Flammenfront charakterisiert. Hingegen hat Case 6 nur eine vorgemischte Reaktionszone, welche mager ist und durch einen Nulldurchgang im *Chemical Mode* und signifikanten HRR Werten charakterisiert ist. Es ist zu beachten, dass die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Strukturen in Case 5 und Case 6 aus der experimentell aufgeprägten Strömungskonfiguration resultieren.
Tabelle 2 stellt die prozentuale Einteilung der Samples dar. Dabei ist zu beachten, dass die hier dargestellten prozentuellen Angaben zum Stabilisierungsbereich der abgehobenen Flamme gehören und auf anderen axial Positionen abweichen.

Tabelle 2: Zusammensetzung der identifizierten charakteristischen Fälle sowie dem jeweiligen Prozentanteil in der turbulenten abgehobenen Methan/Luft Flamme.

Fall	**Case 1**	**Case 2**	**Case 3**	**Case 4**	**Case 5**	**Case 6**
Anteil [%]	6	51	1	5	7	30
Charakteristik	Kanonische Triple-Flamme	Fette vorgemischte und nicht-vorgemischte Flamme		Vorwärm-zone	Zwei magere Vormisch-flammen	Magere Vormisch-flamme

Zusammenfassung

Der neu entwickelte Ansatz zur gradientenfreien Regime Identifikation wurde auf Raman/Rayleigh Messdaten partiell vorgemischter Methan/Luft Flammen angewendet. Zunächst wurde ein Set an Gegenstromflammen ausgewählt, welche durch verschiedene Äquivalenzverhältnisse am Einlass (innerhalb und außerhalb des *Flammability Limits*) definiert sind. Aus der Literatur bekannte Flammenmarker wurden auf eindimensionale experimentelle Daten ausgewertet und mit Ergebnissen korrespondierender, vollaufgelöster numerischen Simulationen verglichen. Die Ergebnisse bestätigen, dass der *Chemical Mode* (Nulldurchgänge sowie das gesamte Profile) basierend auf Raman/Rayleigh Daten in sehr guten Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen ist. Die Charakteristiken der Wärmefreisetzung wurden ebenfalls gut wiedergegeben, zeigen jedoch eine größere Sensitivität gegenüber der experimentellen Unsicherheit auf. Zusätzlich wurden eindimensionale Raman/Rayleigh Messungen einer turbulenten abgehobenen Flamme analysiert. Der GFRI Ansatz ermöglichte die Identifizierung der Triple-Flammenstruktur der abgehobenen Methan/Luft Flamme basierend auf der Analyse der numerischen als auch der experimentellen Daten.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Acknowledgments

C. Hasse und S. Hartl danken der finanziellen Unterstützung des Bundesministeriums für Ernährung und Landwirtschaft (Projektnummer 22008613). A. Dreizler würdigt die Unterstützung durch das Leibniz-Programm der DFG. A. Dreizler, D. Geyer und C. Hasse danken der Unterstützung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft im Projekt “Multi Regime combustion under technically relevant conditions” (Fördernummer DR 374/18-1, GE 2523/3-1, HA 4367/5-1). Sandia National Laboratories ist eine Forschungseinrichtung unter Leitung der Sandia Corporation, eine Lockheed Martin Company, für das Energieministerium der Vereinigten Staaten unter dem Vertrag DE-AC04-94-AL85000.

Bibliography

[1] E. Knudsen, H. Pitsch, Capabilities and limitations of multi-regime flamelet combustion models, Combustion and Flame 159 (2012) 242-264.

[2] E. Knudsen, H. Pitsch, Large-Eddy Simulation for Combustion Systems: Modeling Approaches for Partially Premixed Flows, The Open Thermodynamics Journal 4 (2010) 76-85.

[3] P. Domingo, L. Vervisch, K. Bray, Partially premixed flamelets in LES of nonpremixed turbulent combustion, Combustion Theory and Modelling 6 (2002) 529-551.

[4] P. Domingo, L. Vervisch, J. Réveillon, DNS analysis of partially premixed combustion in spray and gaseous turbulent flame-bases stabilized in hot air, Combustion and Flame 140 (2005) 172-195.

[5] E. Knudsen, H. Pitsch, A general flamelet transformation useful for distinguishing between premixed and non-premixed modes of combustion, Combustion and Flame 156 (2009) 678-696.

[6] F. Proch, A.M. Kempf, Numerical analysis of the Cambridge stratified flame series using artificial thickened flame LES with tabulated premixed flame chemistry, Combustion and Flame 161 (2014) 2627-2646.

[7] H. Yamashita, M. Shimada, T. Takeno, A numerical study on flame stability at the transition point of jet diffusion flames, Symposium (International) on Combustion 26 (1996) 27-34.

[8] R.S. Barlow, M.J. Dunn, M.S. Sweeney, S. Hochgreb, Effects of preferential transport in turbulent bluff-body-stabilized lean premixed CH4/air flames, Combustion and Flame 159 (2012) 2563-2575.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[9] S. Hartl, D. Geyer, A. Dreizler, G. Magnotti, R.S. Barlow, C. Hasse, Regime identification from Raman/Rayleigh line measurements in partially premixed flames, Combustion and Flame Submitted (2017).

[10] R.S. Barlow, S. Meares, G. Magnotti, H. Cutcher, A.R. Masri, Local extinction and near-field structure in piloted turbulent CH4/air jet flames with inhomogeneous inlets, Combustion and Flame 162 (2015) 3516-3540.

[11] R.J. Kee, J.A. Miller, G.H. Evans, G. Dixon-Lewis, A computational model of the structure and extinction of strained, opposed flow, premixed methane-air flames, Symposium (International) on Combustion 22 (1989) 1479-1494.

[12] R.W. Bilger, S.H. Sterner, R.J. Kee, On reduced mechanisms for methane air combustion in nonpremixed flames, Combustion and Flame 80 (1990) 135-149.

[13] T.F. Lu, C.S. Yoo, J.H. Chen, C.K. Law, Three-dimensional direct numerical simulation of a turbulent lifted hydrogen jet flame in heated coflow: a chemical explosive mode analysis, Journal of Fluid Mechanics 652 (2010) 45-64.

[14] R. Shan, C.S. Yoo, J.H. Chen, T. Lu, Computational diagnostics for n-heptane flames with chemical explosive mode analysis, Combustion and Flame 159 (2012) 3119-3127.

[15] I.A. Dodoulas, S. Navarro-Martinez, Analysis of extinction in a non-premixed turbulent flame using large eddy simulation and the chemical explosion mode analysis, Combustion Theory and Modelling 19 (2015) 107-129.

[16] S. Lyra, B. Wilde, H. Kolla, J.M. Seitzman, T.C. Lieuwen, J.H. Chen, Structure of hydrogen-rich transverse jets in a vitiated turbulent flow, Combustion and Flame 162 (2015) 1234-1248.

[17] H.C. Cutcher, R.S. Barlow, G. Magnotti, A.R. Masri, Turbulent flames with compositionally inhomogeneous inlets: Resolved measurements of scalar dissipation rates, Proceedings of the Combustion Institute 36 (2017) 1737-1745.

[18] K.M. Lyons, Toward an understanding of the stabilization mechanisms of lifted turbulent jet flames: Experiments, Progress in Energy and Combustion Science 33 (2007) 211-231.

[19] M.S. Mansour, Stability characteristics of lifted turbulent partially premixed jet flames, Combustion and Flame 133 (2003) 263-274.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Modellierung eines Wanderbett-Gegenstromvergasers

Andreas Schwabauer M.Sc., Dr.-Ing. **Marco Mancini**, Prof. Dr.-Ing. **Roman Weber**, Institut für Energieverfahrenstechnik und Brennstofftechnik, Technische Universität Clausthal, Clausthal-Zellerfeld

Kurzfassung

Dieser Beitrag setzt sich mit der mathematischen Modellierung eines Gegenstromvergasers im Labormaßstab auseinander. Ziel der Modellierung ist die Vorhersage des Temperaturprofils über die Reaktorhöhe und die Synthesegaszusammensetzung am Reaktorkopf. Hierfür werden die Differentialgleichungen für Energie- und Massenerhaltung gelöst. Die Besonderheit bei der Modellierung ist die Umsetzung des Gegenstromprinzips und die dafür notwendige modelltechnische Trennung der Feststoff- und Gasphase, die dann über die Energie- und Massenerhaltung miteinander gekoppelt werden. Das Modell wird sowohl eindimensional (MathWorks MATLAB®) als auch dreidimensional (ANSYS® FLUENT) gelöst und mit bestehenden Literaturdaten verglichen.

1. Einleitung

Biomasse als regenerativer und CO_2-neutraler Einsatzstoff rückt immer mehr in den Fokus vieler Diskussionen, um die gesetzlichen Zielsetzungen bzw. politischen Forderungen nach Einsparungen fossiler Energieressourcen zu erreichen [1, 2]. Hier ergeben sich eine Vielzahl an thermischen und chemischen Umsetzungsverfahren, die es ermöglichen, den vorhandenen festen Energieträger (z.B. Kohle, bzw. Biomasse) in Synthesegas umzuwandeln. Der neu gewonnene gasförmige Energieträger kann dann mit anderen energietechnischen Verfahren effizienter eingesetzt werden, bspw. zur dezentralen Stromerzeugung. In diesen Bereichen wäre der ursprüngliche Festbrennstoff nur schwer bis gar nicht einsetzbar gewesen [3]. Entscheidend für den effizienten Einsatz von Biomasse ist es, die chemisch und physikalisch ablaufenden Prozesse zu verstehen und richtig wiederzugeben [4]. Dabei spielt vor allem der thermochemische Prozess der Biomassevergasung eine zentrale Rolle, da gegenüber einer Verbrennungs- oder Schnellpyrolyseanlage eine höhere Effizienz erreicht werden kann [1]. Die Biomassevergasung wird prinzipiell in drei verschiedene Vergasertypen (Wirbelstrom-, Flugstrom- und Festbettvergaser) unterteilt, welche sich im wesentlichen durch die Biomasse- und Stromführung unterscheiden [1, 5]. Im Bereich der Wirbelstromvergasung ist der Übersichtsbeitrag von Gomez-Barea und Leckner [6] zu nennen. Auf dem Gebiet der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Flugstromvergasung ist das Karlsruher bioliq®-Verfahren [7] zu nennen, welches sich auf die Nutzung von kostengünstigen bzw. Restbiomassen spezialisiert hat.
Schwerpunkt dieses Beitrages soll das Gebiet der Festbettvergasung sein. Im speziellen soll hier das Wanderbett-Gegenstromprinzip untersucht werden, welches unter anderem im "Ecoloop" Verfahren umgesetzt wird [8]. Dabei wird das zu vergasende Gut mit Kalk gemischt und es entsteht so ein Schüttgutwanderbett aus Einsatzstoff und Kalk. Der eingesetzte Kalk dient hier zum einem als Katalysator und zum anderen als Absorber von Schadstoffen, wie z.B. Chlor, um so die Bildung von Dioxinen und Furanen zu verhindern [8].
Im vorliegenden Beitrag wird die mathematische Modellentwicklung eines Wanderbett-Gegenstromvergasers beschrieben. Das Ziel sollte die Entwicklung eines verlässlichen Modells, welches für die Auslegung und Untersuchung eines Gegenstromvergasers geeignet ist.

2. Experimentelle Untersuchung

Die experimentellen Untersuchungen, die an der TU Graz durchgeführt worden sind, lassen sich in der Veröffentlichung von Mandl et al. [9] finden. Die Experimente sind in einem Wanderbett-Gegenstromvergaser im Labormaßstab (Bild 01) durchgeführt worden. Der eingesetzte Reaktor besteht aus einem zylindrischen Rohr (H: 0.6m; D: 0.125m), welches zusätzlich mit Keramik isoliert worden ist. Ziel des Experiments war es die thermisch-chemische Umsetzung von Holzpellets zu untersuchen. Die eingesetzten Pellets entsprachen den Qualitätsnormen (DIN plus bzw. ÖNORM M 7135) und wurden kontinuierlich mit einer Zuführrate von 3.5 kg/h von oben in den Vergaser zugeführt, um so eine möglichst konstante Schütthohe von 0.42 m zu erreichen. Von unten wurde Luft als Vergasungsmittel zugeführt. Während den Experimenten wurde der Temperaturverlauf über die Höhe und die Komponenten-Synthesegaszusammensetzung $(\mathrm{CO_2}, \mathrm{CO}, \mathrm{H_2O}, \mathrm{H_2}, \mathrm{CH_4}, \mathrm{Tar})$ am Reaktorkopf aufgenommen, siehe Abbildung 01. [9]

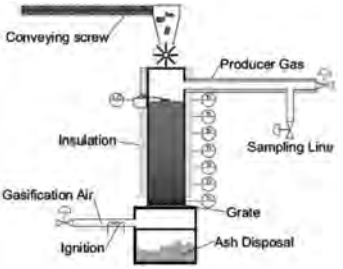


Bild 01: Prinzipskizze des Wanderbett-Gegenstromvergaser im Labormaßstab aus [9].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3. Mathematische Beschreibung

Zunächst wurde ein 1D-Modell entwickelt, welches auf dem Modell von [9, 10] basiert. In [9, 10] wurde angenommen, dass für die dort modellierten Vergaser keine essentiellen 3D-Effekte vorhanden sind und deswegen das 1D-Modell für die Auslegung und Bewertung eines solchen System ausreichend ist. Allerdings können auch 3D-Effekte einen Einfluss auf die Abläufe eines Vergasers haben, wie im Ecoloop Verfahren zu sehen. Deswegen wurde ein weiteres 3D-Modell entwickelt, bei dem eine zusätzliche Herausforderung gelöst werden musste. Das Gegenstromprinzip sieht vor, dass es sowohl im unteren, als auch im oberen Teil des Vergasers, in gewissen Zellen zu einem überlagerten Einlass- bzw. Auslassbereich kommt. Die Umsetzung dieser Bedingung ist in bestehender CFD-Software nicht möglich, daher musste der CFD-Code, siehe Kapitel 4, weiter angepasst werden.

Prinzipiell zeichnet sich das Wanderbett-Gegenstromvergasungsprinzip, siehe Abbildung 02, dadurch aus, dass ein Brennstoff bzw. eine Biomasse (Füllstoff) einem Reaktor von oben zugeführt wird bis der Reaktor bis zu einer bestimmten Höhe mit Feststoff gefüllt ist und sich dadurch eine Schüttung ausbildet. Die Schüttung wiederum wird von unten mit einem Vergasungsmittel, meist Luft oder ein Luft-Wasserdampfgemisch, durchströmt. Bei der Schüttung werden keine Zerkleinerungs- oder Agglomerationseffekte berücksichtigt, weil bei den eingesetzten Holzpellets davon ausgegangen werden kann, dass diese nach einer thermischen Behandlung weiterhin formstabil sind und über eine mechanische Stabilität verfügen. Es wird eine konstante Porosität ($\mu = 0.5$) der Schüttung angenommen. Durch Nachrutschen kommt es zu einem Vorschub des Einsatzstoffes und man spricht dann von einem Bewegtbettreaktor bzw. Wanderbettreaktor. [5, 11]

Der komplexe Vergasungsprozess wird klassisch in vier Zonen, siehe Abbildung 02 eingeteilt. Sie gliedert sich von oben nach unten in der Regel wie folgt: Der meist feuchte Einsatzstoff durchläuft bei ca. 100 °C zuerst eine Trocknung. Der Einsatzstoff verliert somit das im Einsatzstoff gebundene Wasser. Danach strömt das Gut bei Temperaturen von 200-500°C durch die Pyrolysezone und entgast. Nachdem die flüchtigen Bestandteile ausgetrieben worden sind, besteht das Gut nur noch aus Koks und Asche. Der verbleibende Koks reagiert dann in der Vergasungszone mit dem Vergasungsmittel (H_2O, CO_2 und H_2) weiter. Ein Teil des Kokses wird so schon verbraucht, der Restkoks verbrennt im unteren Teil des Reaktors und setzt so die nötige Energie für alle höher gelagerten Zonen frei. Übrig bleibt nur Asche, welche unten am Rost ausgetragen wird. Eine scharfe Trennung dieser vier Regionen existiert nicht, da es zwangsläufig zu Überschneidungen zwischen den Regionen kommt. [5, 10-12]

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 02: Zoneneinteilung eines Wanderbett-Gegenstromvergasers nach [5, 10, 12]

3.1 Grundlegenden Gleichungen für das 1D- und 3D-Modell

Der gesamte Wanderbett-Gegenstromvergaser wird jeweils in eine Gas- und eine Feststoffphase unterteilt. Bei den folgenden Gleichungen ist zu berücksichtigen, dass die Gleichungen sowohl für das 1D als auch das 3D Modell gelten. Allerdings lassen sich bei dem 1D Modell die Gleichungen auf eine Raumkoordinate (Reaktorhöhe) vereinfachen. Der Index g steht für die Gas-Phase, wohingegen der Index s für die Feststoff-Phase steht.

Gas-Phase

Energiegleichung

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\varepsilon\rho_g h_g\right) + \nabla\cdot\left(\epsilon\overrightarrow{v_g}\rho_g h_g\right) = \nabla\cdot\left(k_{g,eff}\nabla \mathrm{T_g}\right) + \left(\epsilon\sum \dot{\mathrm{r}}_\mathrm{t}\cdot\Delta H_t - \dot{Q}_{gw} + \dot{Q}_{sg}\right) \quad (01)$$
$$t = \text{ Reaktionen } 13-17$$

Kontinuitätsgleichung

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\varepsilon\rho_g\right) + \nabla\cdot\left(\epsilon\overrightarrow{v_g}\rho_g\right) = \dot{\mathrm{G}} \quad (02)$$

Komponentengleichungen

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\varepsilon\rho_g Y_i\right) + \nabla\cdot\left(\epsilon\overrightarrow{v_g}\rho_g Y_i\right) = \dot{\mathrm{R}}_\mathrm{i} \quad (03)$$
$$i = N_2, O_2, CO_2, CO, H_2O, H_2, CH_4, Tar$$

Feststoff-Phase

Energiegleichung

$$\frac{\partial}{\partial t}\left((1-\varepsilon)\rho_s h_s\right) + \nabla\cdot\left((1-\varepsilon)\overrightarrow{v_s}\rho_s h_s\right) = \nabla\cdot\left(k_{s,eff}\nabla \mathrm{T_s}\right) + \left((1-\varepsilon)\sum \dot{\mathrm{r}}_\mathrm{u}\cdot\Delta H_u - \dot{Q}_{sw} - \dot{Q}_{sg}\right);\ u = \text{ Reaktionen } 07-12 \quad (04)$$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Kontinuitätsgleichung

$$\frac{\partial}{\partial t}((1-\varepsilon)\rho_s) + \nabla \cdot \left((1-\varepsilon)\overrightarrow{v_s}\rho_s\right) = -\dot{G} \tag{05}$$

Komponentengleichungen

$$\frac{\partial}{\partial t}((1-\varepsilon)\rho_s Y_i) + \nabla \cdot \left((1-\varepsilon)\overrightarrow{v_s}\rho_s Y_i\right) = \dot{R}_i \qquad i = moisture, volatiles, char \tag{06}$$

Gleichungen 01-06 sind die führenden Gleichungen für die Modellierung des Wanderbett-Gegenstromvergasers. Auf der rechten Seite der Energiegleichung befindet sich der Quellterm. In diesem werden sämtliche Wärmeströme, die in den verschiedenen vier Zonen ablaufenden heterogenen und homogenen chemischen Reaktionen entstehen bzw. die freigesetzte Reaktionswärme berücksichtigt. Zusätzlich gehen die Wärmeverluste $\dot{Q}_{iw}$ (siehe 3.2.5) über die Reaktorwand, sowie die Wärmeübertragung bzw. der Wärmestrom $\dot{Q}_{sg}$ (siehe 3.2.4) zwischen dem Feststoff und der Gasphase in die Energiegleichung mit ein. Dieser Wärmestrom ermöglicht es, die beiden einzelnen Systeme sowohl im 1D- als auch im 3D-Modell thermisch miteinander zu koppeln. Bei den Termen $\dot{G}$ und $\dot{R}$ handelt es sich um Massenquellen. Diese können für die Feststoff und Gasphase mit Hilfe des Kapitel 3 bestimmt werden.

3.2 Reaktionen und Raten

Die verwendeten Parameter für die Zonen können den Tabellen 1a-c entnommen werden und sind im folgenden Abschnitt kurz erläutert.

Tabelle 1a: Verwendete Koeffizienten für die Trocknung und Pyrolyse

Reaktion	A $\left[\frac{1}{s}\right]$	E $\left[\frac{J}{kmol}\right]$	H	Quelle
(07)	$5.56 \cdot 10^6$	$8.79 \cdot 10^7$	2250 $\left[\frac{kJ}{kg_{moisture}}\right]$	[9]
(08)	$2.0 \cdot 10^8$	$133.1 \cdot 10^6$	-350 $\left[\frac{kJ}{kg_{volatiles}}\right]$	[13]

Tabelle 1b: Kinetische Daten für die heterogenen Reaktionen

Reaktion	A $\left[\frac{m}{s}\right]$	E $\left[\frac{J}{kmol}\right]$	H	Quelle
(09)	10^7	$222.3 \cdot 10^6$	-3922 $\left[\frac{kJ}{kg_{Koks}}\right]$	[14]
(10)	10^7	$222.3 \cdot 10^6$	-7300 $\left[\frac{kJ}{kg_{Koks}}\right]$	[14]
(11)	10^4	$222.3 \cdot 10^6$	-37500 $\left[\frac{kJ}{kg_{Koks}}\right]$	[9, 14]
(12)	$5.67 \cdot 10^7$	$1.6 \cdot 10^8$	31175.3(1-χ) +	[15]

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

			$8755.68 \cdot \chi \left[\frac{\mathrm{kJ}}{\mathrm{kg_{Koks}}}\right]$	

Tabelle 1c: Kinetische Daten für die homogenen Reaktionen

Reaktion	A*	E $\left[\frac{\mathrm{J}}{\mathrm{kmol}}\right]$	H	Quelle
(13)	$1.3 \cdot 10^{11}$	$1.256 \cdot 10^{8}$	10107 $\left[\frac{\mathrm{kJ}}{\mathrm{kg_{CO}}}\right]$	[16]
(14)	$1.0 \cdot 10^{11}$	$83.1 \cdot 10^{6}$	120850 $\left[\frac{\mathrm{kJ}}{\mathrm{kg_{H_2}}}\right]$	[17]
(15)	$9.2 \cdot 10^{6}$	$80.2 \cdot 10^{6}$	50531 $\left[\frac{\mathrm{kJ}}{\mathrm{kg_{CH_4}}}\right]$	[18]
(16)	$2.78 \cdot 10^{3}$	$1.256 \cdot 10^{7}$	1471 $\left[\frac{\mathrm{kJ}}{\mathrm{kg_{CO}}}\right]$	[19]
(17)	$1.5 \cdot 10^{6}$	$114.3 \cdot 10^{6}$	0 $\left[\frac{\mathrm{kJ}}{\mathrm{kg_{tar}}}\right]$	[13]
A* ist so gewählt, dass die Raten in [kg/sm³]sind				

3.2.1 Trocknung und Pyrolyse

Für die Trocknung und Pyrolyse, Gleichungen (07 und 08) in Tabelle 1a, ist ein Ansatz gewählt worden, bei dem die Reaktionsraten durch einen Arrheniusgleichungen formuliert sind. [9, 10, 20]

Rate für die Trocknung:

$$\text{wet biomass} \xrightarrow{k_{07}} \text{dry biomass} + \mathrm{H_2O_{(g)}} \tag{07}$$

$$\dot{r}_{07} = \rho_s A_{drying} exp^{\left(-\frac{E_{drying}}{RT_s}\right)} \text{ in } \left[\frac{\mathrm{kg_{moisture}}}{\mathrm{sm^3}}\right]$$

Die nun wasserfreien Pellets werden der Pyrolyse unterzogen und es wird angenommen, dass die Pellets zu den Komponenten, wie in Reaktion 08 zu sehen, zerfallen. Dabei werden die entstehenden Teere als ein $\mathrm{C_6H_8O}$ Kohlenwasserstoff und der entstandene Koks als $\mathrm{CH_{0.2526}O_{0.0237}}$ angenommen [9, 10].

Rate für die Pyrolyse:

$$\text{dry biomass} \xrightarrow{k_{08}} 0.1342\ \mathrm{CO_2} + 0.0604\ \mathrm{CO} + 0.1543\ \mathrm{H_2O} + 0.00268\ \mathrm{H_2} + 0.00402\ \mathrm{CH_4} + 0.644\ \mathrm{C_6H_8O} + \mathrm{CH_{0.2526}O_{0.0237}} \tag{08}$$

$$\dot{r}_{08} = \rho_s A_{pyrolysis} exp^{\left(-\frac{E_{pyrolysis}}{RT_s}\right)} \text{ in } \left[\frac{\mathrm{kg_{volatiles}}}{\mathrm{sm^3}}\right]$$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3.2.2 Heterogene Koksreaktionen

Heterogene Koks-Vergasungsreaktionen

$$CH_{0.2526}O_{0.0237} + CO_2 \xrightarrow{k_{09}} 2CO + 0.1026H_2O + 0.0237H_2 \quad (09)$$

$$CH_{0.2526}O_{0.0237} + 0.9763H_2O \xrightarrow{k_{10}} CO + 1.1026H_2 \quad (10)$$

$$CH_{0.2526}O_{0.0237} + 1.8974H_2 \xrightarrow{k_{11}} 0.0237H_2O + CH_4 \quad (11)$$

Heterogene Koks-Verbrennungsreaktion

$$CH_{0.2526}O_{0.0237} + \left(1 - 0.5\,\chi + \frac{0.2526}{4} - \frac{0.0237}{2}\right)O_2 \xrightarrow{k_{12}} \chi\,CO + (1-\chi)\,CO_2 + \frac{0.2526}{2}\,H_2O \quad (12)$$

$$\chi = \left(\frac{k_c}{1+k_c}\right) \text{ mit } k_c = 2500\exp^{\left(-\frac{6420}{T_s}\right)}$$

Damit die komplexen heterogenen Koksreaktionen ordnungsgemäß abgebildet werden, ist ein effektives Gesamtmodell gewählt worden, welches Diffusions-, Massenaustauscheffekte und die jeweilige zugrunde liegende chemische Reaktion berücksichtigt [10]. Die kinetischen Daten können der Tabelle 1b entnommen werden.

Reaktionsrate für die heterogenen Koksreaktionen

$$\dot{r}_j = \frac{A_p C_i}{\left(\frac{1}{k_m} + \frac{1}{k_j}\right)} \frac{M_{char}}{\nu_i} \text{ in } \left[\frac{kg_{char}}{sm^3}\right]$$

$$\text{mit Stoffübergangskoeffizient } k_m = \frac{2.06 \cdot u_g}{\varepsilon} \cdot Re^{-0.575} \cdot Sc^{\left(-\frac{2}{3}\right)}$$

$$\text{und } k_j = A_j exp^{\left(-\frac{E_j}{RT_s}\right)} \text{ (siehe Tabelle 1b)}$$

$$\text{wobei } A_p\text{: aktivierte Oberfläche in } \left[\frac{m^2}{m^3}\right];\ M_i\text{: molare Masse von i in } \left[\frac{kg_i}{kmol_i}\right]$$

$$C_i\text{: Konzentration von i in } \left[\frac{kmol_i}{m^3}\right];\ u_g\text{: Gasgeschwindigkeit in } \left[\frac{m}{s}\right],$$

$$\nu_i \text{ Stöchiometrischer Koeffizient in } \left[\frac{kmol_i}{kmol_{char}}\right]$$

$$\text{für } i = CO_2, H_2O, H_2, O_2 \text{ und } j = \text{Reaktionen } 09 - 12$$

3.2.3 Homogene Gasphasenreaktionen

Unter die homogenen Gasphasenreaktionen fallen sämtliche Gas-Verbrennungsreaktion (13-15), die Wassergasverschiebungsreaktionen (16) sowie die Teerspaltung (17).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

$$\mathrm{CO} + 0.5\,\mathrm{O_2} \xrightarrow{k_{13}} \mathrm{CO_2} \tag{13}$$

$$\mathrm{H_2} + 0.5\,\mathrm{O_2} \xrightarrow{k_{14}} \mathrm{H_2O} \tag{14}$$

$$\mathrm{CH_4} + 2\,\mathrm{O_2} \xrightarrow{k_{15}} \mathrm{CO_2} + 2\,\mathrm{H_2O} \tag{15}$$

$$\mathrm{CO} + \mathrm{H_2O} \xleftrightarrow{k_{16}} \mathrm{CO_2} + \mathrm{H_2} \tag{16}$$

$$\mathrm{C_6H_8O} \xrightarrow{k_{17}} 0.085\,\mathrm{CO_2} + 0.534\,\mathrm{CO} + 0.17\,\mathrm{H_2O} + 0.211\,\mathrm{CH_4} \tag{17}$$

Die Reaktionsraten für die ablaufenden homogenen Gasphasenreaktionen (13-15 und 16) sind nach [10] modelliert worden. Die Reaktionsrate für die Teerspaltung (17) ist nach [9] geschrieben worden.

Reaktionsrate homogenen Oxidationsreaktionen

$$\dot{r}_{13} = k_e M_{CO} C_{CO} \sqrt{C}_{O_2} \sqrt{C}_{H_2O} \text{ in } \left[\frac{\mathrm{kg_{CO}}}{\mathrm{sm^3}}\right]$$

$$\dot{r}_{14} = k_e M_{\mathrm{H_2}} C_{\mathrm{H_2}} C_{O_2} \text{in } \left[\frac{\mathrm{kg_{H_2}}}{\mathrm{sm^3}}\right]$$

$$\dot{r}_{15} = k_e M_{\mathrm{CH_4}} T_g C_{\mathrm{CH_4}} C_{O_2} \text{in } \left[\frac{\mathrm{kg_{CH_4}}}{\mathrm{sm^3}}\right]$$

Reaktionsrate für homogene Wassergas-Reaktion

$$\dot{r}_{16} = k_e M_{CO} \left(C_{CO} C_{H_2O} - \left(\frac{C_{CO_2} C_{H_2}}{K_{eq}} \right) \right) \text{ in } \left[\frac{\mathrm{kg_{CO}}}{\mathrm{sm^3}}\right]$$

$$mit\ der\ Gleichgewichtskonstanten\ K_{eq} = 0.0265 exp^{\left(\frac{3966}{T_g}\right)}$$

Reaktionsrate für die Teerspaltung

$$\dot{r}_{17} = \rho_t \mathrm{k_e} \text{ in } \left[\frac{\mathrm{kg_{tar}}}{\mathrm{sm^3}}\right]$$

$$wobei\ \rho_t\text{: Dichte von Teer in } \left[\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{m^3}}\right]$$

Arrheniusgleichungen für die Reaktionen 13-17

$$k_e = A_e exp^{\left(-\frac{E_e}{RT_g}\right)} \text{ (siehe Tabelle 1c)}$$

$$e = Reaktionen\ 13 - 17$$

$$wobei\ \ M_i\text{: molare Masse von i in } \left[\frac{\mathrm{kg_i}}{\mathrm{kmol_i}}\right] ;\ C_i\text{: Konzentration von i in } \left[\frac{\mathrm{kmol_i}}{\mathrm{m^3}}\right]$$

3.2.4 Kopplung der Feststoff- und Gasphase

Die Wärmeübertragung zwischen der Feststoff- und Gasphase und die damit verbundene Kopplung der beiden Systeme erfolgt über den Wärmestrom $\dot{Q}_{sg}$, der zwischen dem Feststoff und dem Gas ausgetauscht und sich aus dem Produkt der spezifischen Oberfläche des Festbetts $A_p\ [\frac{\mathrm{m^2}}{\mathrm{m^3}}]$, der Temperaturdifferenz (Feststoff zu Gas) und dem

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Wärmeübertragungskoeffizienten h_{sg} berechnen lässt. Der Wärmeübertragungskoeffizient h_{sg} für beide Modelle ist nach [21] gewählt worden und ist wie folgt definiert:

$$\dot{Q}_{sg} = h_{sg} \cdot A_p \cdot (T_s - T_g) \tag{18}$$

$$h_{sg} = \xi \cdot \frac{2.06 \cdot c_g \cdot \rho_g \cdot u_g}{\varepsilon} \cdot Re^{-0.575} \cdot Pr^{\left(-\frac{2}{3}\right)} \tag{19}$$

Anders als in den Veröffentlichungen [9, 10] kommt das 1D- und 3D-Modell ohne zusätzlichen Korrekturfaktor ξ beim Wärmeübertragungskoeffizienten h_{sg} aus und lieferte gute Ergebnisse.

3.2.5 Wärmeverluste über die Reaktorwand

Die in die Energiegleichung (01) und (04) eingehenden Wärmeverluste über die Reaktorwände sind nach Gleichung (20) berechnet.[9, 10]

$$\dot{Q}_{i,w} = \frac{4 \cdot \alpha_{w,i}}{D_R} \cdot (T_w - T_i)\ mit\ i = g, s \tag{20}$$

wobei $\alpha_{w,s} = 6.658 \left[\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m^2K}}\right]$; $\alpha_{w,g} = 1.256 \left[\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m^2K}}\right]$; $T_w = 300K$;

D_R: Reaktordurchmesser in [m]

4. Numerischer Solver

Für die 1D-Berechnungen werden die Energie- und Massenerhaltungsgleichungen in Form von gewöhnlichen Differentialgleichungen (ODEs) für jede einzelne Phase gelöst. Hierfür wird der in MATLAB® implementierte Mehrstufen Solver (ode15s) für steife Anfangswertprobleme verwendet. Zur Lösung des 3D-Systems wird die Software ANSYS® FLUENT 17.1 benutzt. Um die bereits beschriebene Problematik des Gegenstromprinzips zu lösen, wird die Berechnung der Gas- und Feststoffphase auf zwei voneinander getrennte FLUENT Instanzen aufgeteilt. Die Kopplung über den Wärmestrom $\dot{Q}_{sg}$ erfolgt durch implementierte Unterprogramme, sog. User Defined Functions (UDF), die die zur Lösung notwendigen Größen zwischen beiden Instanzen austauschen. Im Gegensatz zu den 1D-Berechnungen werden beide Phasen hier also nicht sequentiell sondern parallel gelöst.

5. Ergebnisse

Die Abbildung 05 zeigt neben der gemessenen Schüttungstemperatur nach [9], auch die simulierten 1D- und 3D-Temperaturen des Feststoffes und des Gases über die Reaktorhöhe. Man erkennt zum einen, dass zwischen den simulierten Temperaturen keine großen Unterschiede erkennbar sind und zum anderen, dass eine gute Übereinstimmung zwischen den gemessen und simulierten Größen vorliegt. Damit konnte gezeigt werden, dass das

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

implementierte 3D-Modell, mit gleichen Einlass und Auslassbedingungen wie das 1D-Modell, gleiche Ergebnisse liefert. Abbildung 06 zeigt die nach [9] gemessenen Gaszusammensetzungen am Reaktorkopf. Zusätzlich sind ebenfalls die simulierten 1D und 3D-Ergebnisse Gasgrößen über die Reaktorhöhe zu sehen. Es ist zu erkennen, dass die simulierte Synthesegaszusammensetzung des 1D und des 3D-Modells, bis auf kleine Abweichungen, den gemessenen Synthesegaszusammensetzung am Reaktorkopf entspricht. Dies deutet auf eine korrekte Implementierung des 1D- und 3D Modells hin. Die kleinen Unterschiede zwischen den 1D und 3D Gasgrößen lassen sich auf leichte Abweichungen in den 1D/3D Temperaturverläufen zurückführen. In der Literatur [9] wird an dieser Stelle vorgeschlagen, die Pyrolysereaktion (08) zu adaptieren, um so die Konzentrationen am Reaktorkopf besser vorherzusagen. Auf eine Anpassung der Pyrolysereaktion (08) ist bei den vorgestellten Ergebnissen verzichtet worden.

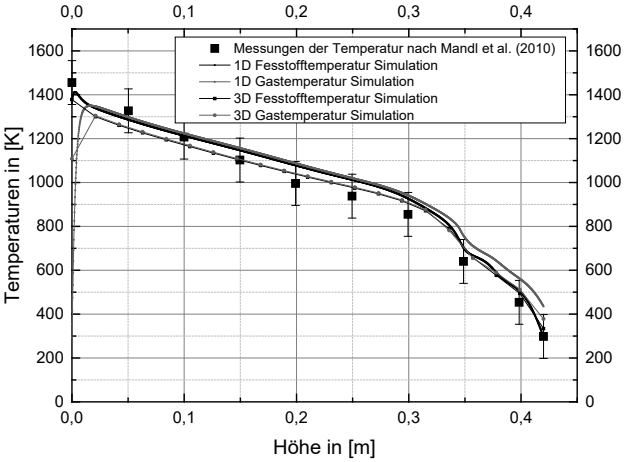


Bild 05: Vergleich der gemessenen und simulierten Axialtemperatur. 3D Temperaturen über Durchmesser gemittelt. Messdaten stammen aus [9].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

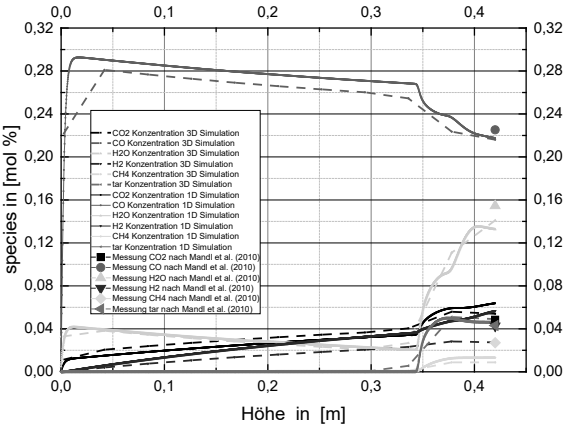


Bild 06: Gemessene Stoffkonzentration am Reaktorkopf (Punkte) und simulierte Stoffkonzentrationen über die Reaktorhöhe. Messdaten stammen aus [9].

6. Zusammenfassung

Die hier vorgestellten 1D und 3D Simulationsergebnisse decken sich mit den vorliegenden Messungen. Es konnte gezeigt werden, dass die beiden entwickelten Modelle des Laborreaktor richtig beschrieben. Weiterhin konnte gezeigt werden, dass zumindest unter diesen vereinfachten Randbedingungen bzw. für diesen Biomassereaktor im Labormaßstab, keine gravierenden Unterschiede zwischen dem 1D-Gesamtmodell und dem deutlich aufwendigeren 3D-Gesamtmodell existieren. Damit konnte gezeigt werden, dass die Programmierung bzw. Implementierung des 1D- und 3D-Modell korrekt ist. Des Weiteren konnte damit gezeigt werden, dass für zukünftige Auslegungen und Untersuchungen von Gegenstromvergasern, das vereinfachte 1D-Gesamtmodell benutzt werden kann. Trotzdem sollte immer geprüft werden, ob ein vereinfachtes Modell die Realität hinreichend genau abbildet oder eventuell 3D-Effekte zu berücksichtigen sind. Hier lässt sich das Ecoloop Verfahren nennen, bei dem 3D-Effekte eine wichtige Rolle spielen. Hierfür ist es gelungen eine Rechenmethodik für den dreidimensionalen Fall zu entwickeln, die zur Untersuchung von 3D-Effekten geeignet bzw. auf zukünftige 3D-Problematiken anwendbar ist.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

7. Literaturangaben

[1] A.V. Bridgwater. Renewable fuels and chemicals by thermal processing of biomass. *Chemical Engineering Journal*, 91(2003):87 – 102, 2003.

[2] R. Scholz, M. Beckmann, C. Pieper, M. Muster and R. Weber. Considerations on providing the energy needs using exclusively renewable sources: Energiewende in Germany. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 35:109 – 125, 2014.

[3] M. Kaltschmitt, H. Hartmann and H. Hofbauer. *Energie aus Biomasse. Grundlagen, Techniken und Verfahren*, volume 2. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009.

[4] B. Wilmes. *Modellierung und Simulation der Vergasung eines Holzpartikels unter Verwendung detaillierter Reaktionsmechanismen*. Dissertation, Technische Universität Berlin, 2008.

[5] P. Basu. Biomass gasification, pyrolysis and torrefaction. Practical design and theory. Academic Press, Boston, 2010.

[6] A. Gomez-Barea and B. Leckner. Modeling of biomass gasification in fluidized bed. *Progress in Energy and Combustion Science*, 36(4):444 – 509, 2010.

[7] T. Kolb, M. Aigner, R. Kneer, M. Müller, R. Weber and N. Djordjevic. Tackling the challenges in modelling entrained-flow gasification of low-grade feedstock. *Journal of the Energy Institute*, 89(4):485 – 503, 2016.

[8] R. Möller. *Synthesegasherstellung aus Kunststoffabfällen - Erfahrungen und Kennzahlen aus der Inbetriebnahme einer 32 MW-Pilotanlage* -, volume 11, chapter Alternativen zur Abfallverbrennung, pages 797–808. K. J. Thomé-Kozmiensky and M. Beckmann, 2014.

[9] C. Mandl, I. Obernberger and F. Biedermann. Modelling of an updraft fixed-bed gasifier operated with softwood pellets. *Fuel*, 89(12):3795 – 3806, 2010.

[10] C. Di Blasi. Modeling wood gasification in a countercurrent fixed-bed reactor. *AIChE Journal*, 50(9):2306–2319, 2004.

[11] H. Raupenstrauch. *Ein Beitrag zur Computersimulation reagierender Schüttschichten*. Dissertation, Technische Universität Graz, 1991.

[12] M. L. Hobbs, P.T. Radulovic and L.D.Smoot. Combustion and gasification of coal in fixed-beds. *Progress in Energy and Combustion Science*, 19(6):505–586, 1993.

[13] M. Grønli. *Theoretical and experimental study of the thermal degradation of biomass*. Dissertation, NTNU, 1996.

[14] M. J. Groeneveld and W.P.M. van Swaaij. 39 gasification of char particles with co2 and h2o. *Chemical Engineering Science*, 35(1-2):307–313, 1980.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[15] T. Kashiwagi and H. Nambu. Global kinetic constants for thermal oxidative degradation of a cellulosic paper. *Combustion and Flame*, 88(3):345 – 368, 1992.

[16] J. Cooper and W.L.H. Hallett. A numerical model for packed-bed combustion of char particles. *Chemical Engineering Science*, 55(20):4451–4460, 2000.

[17] C. Di Blasi. Dynamic behaviour of stratified downdraft gasifiers. *Chemical Engineering Science*, 55(15):2931 – 2944, 2000.

[18] K.M. Bryden and K. Ragland. Numerical modeling of a deep, fixed-bed combustor. *Energy & Fuels*, 10:296–275, 1996.

[19] V. Biba, J. Macak, J. Malecha and E. Klose. Mathematical model for the gasification of coal under pressure. *Industrial & Engineering Chemistry Process Design and Development*, 17(1):92–98, 1978.

[20] A. Anca-Couce, C. Mandl and I. Obernberger. Modelling updraft gasification of biomass with a high moisture content: Influence of tar condensation and subsequent reactions. 23rd European Biomass Conference & Exhibition, 2015.

[21] A. S. Gupta and G. Thodos. Direct analogy between mass and heat transfer to beds of spheres. *AIChE Journal*, 9(6):751–754, 1963.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Modellierung von Pulsationen einer Gasturbinen-Ringbrennkammer zur Identifizierung des Maschinenzustands im kommerziellen Betrieb

Dipl.-Ing. **F. Weidner**, **M. Lipperheide, M.Sc.**, Univ.-Prof. habil. Dr.-Ing. **M. Wirsum**, Lehrstuhl und Institut für Kraftwerkstechnik, Dampf- und Gasturbinen, RWTH Aachen University, Aachen
Dr.-Ing. S. Bernero, Dr. **M. Gassner**, GE Power, Baden (CH)

Kurzfassung

In diesem Beitrag wird ein Modell zur Abbildung und Vorhersage des Pulsationsverhaltens (thermoakustisch induzierte Brennkammerschwingungen) von kommerziell eingesetzten Gasturbinen am Beispiel der F-Klasse Gasturbine GT24/GT26 (GE-Power) mit sequenzieller Verbrennung (EV- und SEV-Brennkammer) vorgestellt. Solch ein Modell, welches auf auch auf Einflussgrößen zurückgeführt werden kann, die der Maschinenalterung unterliegen, soll zukünftig dazu dienen, den Maschinen-(alterungs-)zustand durch eine automatisierte Maschinenüberwachung zu identifizieren. Es wird ein einfacher semi-empirischer Ansatz gezeigt, der ein typisches Pulsationsverhalten der EV-Brennkammer im Frequenzbereich <1kHz grundsätzlich gut abbildet und zwei Alterungseinflüsse mit einbezieht. Dabei zeigt sich, dass die Modellgenauigkeit durch die explizite Einbeziehung der Alterungseffekte zunimmt (Verbesserung des normalisierten quadratischen Mittelwerte (nRMS: normalized Root Mean Square) von 21.48% auf 14.29%). Ein Vergleich mit einem Modellansatz basierend auf gealterten Daten zeigt eine weitere Verbesserung des nRMSE auf 13,08%. Die Modellergebnisse und die Anwendbarkeit zur Alterungsdetektion im laufenden Betrieb werden diskutiert.

Abstract

The study presented here is conducted for one specific gas turbine of GE´s F-type gas turbine GT24/GT26 fleet with sequential annular combustion. Based on operational data of the examined gas turbine, a semi-empirical modeling approach is introduced to describe the pulsations (thermoacoustically induced combustion instabilities) measured in the first (EV) combustion chamber. The target is to reproduce measured pulsation amplitudes as well as their different behaviors with engine load and aging status. The model presented here has been focused on pulsations in a distinctive frequency range well below 1kHz. It is shown that a

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

significant improvement in model accuracy is obtained by regarding aging phenomena. The nRMSE-value (nRMSE: normalized root means squared error) is thereby improved from 21.48% to 14.29%). The comparison with the same model trained on data that exhibits engine degradation shows a further improvement to a nRMSE-value of 13.08% quantitatively and also in prediction quality. The modeling results and the possibility of application to the use of online-detection of the engine´s degradation status during operation are discussed at the end.

1. Einleitung

Der steigende Anteil erneuerbarer Energien an der Stromerzeugung führt zu wetterbedingten Schwankungen in der Stromerzeugung. Aufgrund der hohen Lastflexibilität bei gleichzeitig sehr niedrigen Schadstoffemissionen und hoher Brennstoffeffizienz eignen sich Gasturbinen sehr gut zur Netzstabilisierung und zum Ausgleich von Residuallastschwankungen. Wegen ihrer relativ hohen Grenzkosten werden Gasturbinenkraftwerke unter diesen Rahmenbedingungen derzeit kaum noch im Vollastbetrieb eingesetzt. Dies impliziert eine höhere thermische und mechanische Belastung der Bauteile durch häufigere Lastwechsel, was zu einem höheren Verschleiß, einhergehend mit einer Reduktion der Leistungsfähigkeit führen kann. Als Konsequenz können beispielsweise eine erhöhte Leckage in den Brennkammern durch Dichtungsalterung, und damit verbunden eine Verschlechterung im Schadstoffemissions- und Pulsationsverhalten im Laufe der Betriebszeit auftreten. Deswegen ist es von großem Interesse, diesen Alterungszustand anhand der kontinuierlichen, betriebsbegleitenden Messungen zu bestimmen, ohne die Maschine dazu im Stillstand manuell inspizieren zu müssen. Dies kann gleichzeitig zu einer wirtschaftlich optimierten Planung von Wartungsarbeiten und zu einer betriebsoptimierten Fahrweise der Maschine genutzt werden. Dafür müssen Modelle entwickelt werden, anhand derer sich der Alterungszustand der Maschine bestimmen lässt, die diesen Zustand repräsentieren.

Aufgrund der Schadstoffemissionsbegrenzungen werden die meisten Gasturbinen zur Stromerzeugung mit Magervormischbrennerkonzepten betrieben. Der Betrieb mit Vormischverbrennung ist jedoch inhärent instabiler als der Betrieb im klassischen nichtvorgemischten Modus. Dies gilt umso mehr, je magerer die Brennkammer betrieben wird, da der Abstand zur Zündgrenze klein ist und der Verbrennungsprozess somit instabiler abläuft. Zudem weisen moderne Gasturbinenbrennkammern, insbesondere die Ringbrennkammerbauart, einen sehr geringen Kühlluftbedarf aus, was sich zusätzlich negativ auf die Dämpfungseigenschaften der Brennkammer auswirkt. Treten Pulsationen auf, resultiert daraus eine erhöhte mechanische Wechselbeanspruchung der heißgasführenden Bauteile, so dass das Risiko von

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bauteilversagen ansteigt. Auch können mit erhöhten Pulsationsamplituden Effekte wie Flammenverlöschen, Flammenrückschlag oder ein erhöhter Wärmeübergang zu den Heißgasbauteilen beobachtet werden [1]. Solche Pulsationserscheinungen können in allen Systemen mit thermischer Energiezufuhr auftreten, die einen umschlossenen Brennraum aufweisen. Weitere Beispiele hierfür sind Staustrahltriebwerke, Nachbrenner von Flugzeugtriebwerken, Raketenantriebe oder Haushaltsheizungen.

2. Maschinendesign und Maschinenverhalten

Die untersuchte Gasturbine mit sequentieller Verbrennung besteht aus einem 22-stufigen Verdichter, der ersten EV-Brennkammer, einer einstufigen Hochdruckturbine, der SEV-Brennkammer und einer vierstufigen Niederdruckturbine mit dem Abgasdiffusor, s. Bild 1.

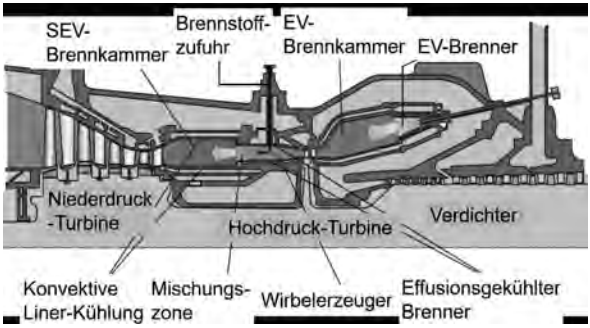


Bild 1: Gasturbine GT24/GT26 (Längsschnitt), nach [2]

Der Brenner der hier untersuchten EV-Brennkammer weist eine interne Stufung auf, mit der der Brennstoffstrom an zwei Zumischorten im Brenner aufgeteilt werden kann (Stufe 1: Eindüsung durch Brennstofflanze zentral in den Brenner, Stufe 2: Eindüsung direkt in den Brennerluftstrom). Anhand dieser Brennerstufung kann Einfluss auf den Mischungsprozess und auch auf den Verbrennungsablauf genommen werden (vgl. Bild 2). Beide Brennkammern weisen

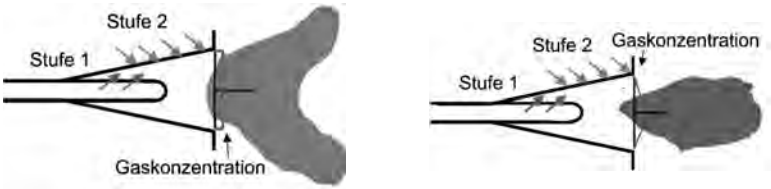


Bild 2: Interne Brennerstufung; links: „Fetter“ Vormischmodus (S1R niedrig), rechts: „Magerer Vormischmodus (S1R hoch), nach [3]

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

ein unterschiedliches Pulsationsverhalten auf. Die EV-Brennkammerpulsationen bewegen sich typischerweise im Bereich < 1kHz, die SEV-Brennkammer ist durch hochfrequente Pulsationen > 1kHz charakterisiert. Aufgrund unterschiedlicher Mechanismen der Flammenstabilisierung (aerodynamisch stabilisierte Flamme in EV-Brennkammer, selbststabilisierte Flamme in SEV-Brennkammer) und unterschiedlichen Pulsationsmoden muss die Modellierung differenziert für beide Brennkammern durchgeführt werden, s. auch [4].

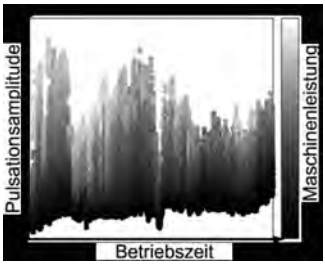


Bild 3: Pulsationsverhalten EV-Brennkammer

Das Pulsationsverhalten der EV-Brennkammer ist durch verschiedene, charakteristische Frequenzbereiche gekennzeichnet, die jeweils eine andere, teilweise gegenläufige Abhängigkeit von Haupteinflussparametern aufweisen, s. [5]. Exemplarisch für die EV-Brennkammer ist das sich verändernde Pulsationsverhalten (RMS-Wert der Pulsationsamplitude) abhängig von der Betriebszeit der Gasturbine bei veränderlicher Maschinenleistung (Grauabstufung) für einen typischen Frequenzbereich dargestellt (s. Bild 3). Die Variation des Pulsationsverhaltens kann sowohl auf ein geändertes Betriebskonzept (Turbineneintrittstemperaturen), auf veränderte Randbedingungen (Umgebungstemperatur etc.) und auf Maschinenalterung zurückgeführt werden.

3. Datenaufbereitung und Alterungsidentifikation

Die Datenbasis für die Analyse und die Modellierung besteht sowohl aus Abnahmedaten, welche Erstinbetriebnahmedaten und weitere Abnahmemessungen z. B. nach Inspektionen umfassen, als auch aus Langzeitbetriebsdaten aus dem kommerziellen Betrieb. Alle Messgrößen in beiden Datensätzen liegen als zeitlich gemittelte Werte vor, die über einen Zeitraum von fünf Minuten erhoben wurden. Die hier verwendeten Abnahmedaten umfassen insgesamt 161 Datenpunkte. Der für die Validierung des Modells verwendete Langzeitdatensatz der betrachteten Maschine umfasst nach der Datenaufbereitung und –filterung ca. 150.000 Datenpunkte über einen Zeitraum von etwa 3,5 Jahren. Zur Ermittlung nichtmessbarer Größen, wie der Flammentemperatur, wird ein Maschinenmodell zur Hilfe genommen. Damit werden u. a. die Luftmassenströme durch die Maschine in verschiedenen Lastpunkten erhoben, so dass eine Verbrennungsrechnung durchgeführt werden kann. Da die gemessenen Brennstoffmassenströme eine hohe Messungenauigkeit aufweisen, wird eine alternative analytische Flammentemperaturberechnung vorgenommen, die auf die Berücksichtigung des Brennstoffmassenstroms verzichtet (s. Gleichung 2).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

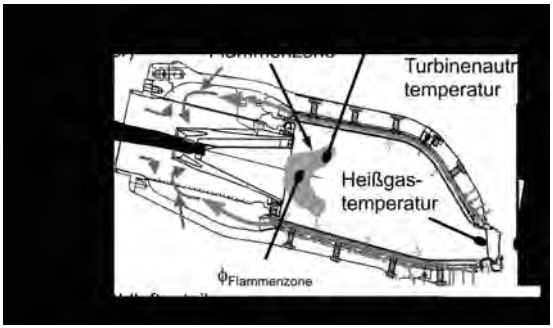


Bild 4: Schema EV-Brennkammer

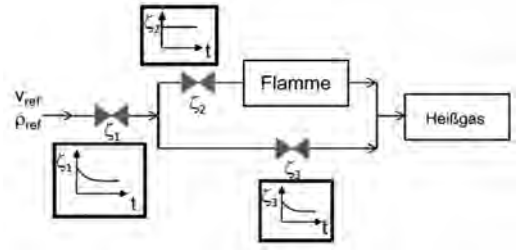


Bild 5: Netzwerkmodell EV-Brennkammer: Erwartete Veränderung der Durchflusskoeffizienten ζ1-ζ3 mit der Betriebszeit t, nach [6]

Zuvor wurden zwei Alterungseffekte identifiziert, die unmittelbar Einfluss auf die Berechnung der Flammentemperatur nehmen: Zum einen die Alterung/Zunahme der Messungenauigkeit in der Messung der Turbinenaustrittstemperatur und zum anderen die Veränderung des Brennkammerdruckverlustes über die Betriebszeit. Dafür wurden entsprechende Alterungsmodelle basierend auf folgenden Überlegungen erstellt: Zum einen unterliegt die gemessene Temperatur am Austritt der Hochdruckturbine (vgl. Bild 4) einer Zunahme der Ungenauigkeit im Laufe der Betriebszeit, wobei eine niedrigere Temperatur als die echte angezeigt wird [6]. Unter Ausnutzung der besonderen Betriebsweise der Gasturbine mit zwei separaten Brennkammern und Turbinen kann diese Temperaturabweichung bestimmt werden, wodurch diese Korrektur in alle sich auf diese Temperatur stützenden Berechnungen mit einbezogen ist. Die Heißgastemperatur wird durch eine Regressionsanalyse basierend auf der Turbinenaustrittstemperatur, des Turbinendruckverhältnisses und von Umgebungseinflüssen anhand des Maschinenmodells formuliert. Dadurch wird die Ungenauigkeit einer klassischen Verbrennungsrechnung anhand der Luft- und Brennstoffmassenströme umgangen und gleichzeitig die Möglichkeit zur direkten Einbeziehung des Fehlers durch die Temperaturmessstellenalterung gegeben. Die Bauteildegeneration der Brennkammer zeigt sich in einer Abnahme des statischen Druckverlustes über die Brennkammer über die Laufzeit. Exemplarisch ist dieses Verhalten in Bild 6 für einen Maschinenzustand bei konstanten Umgebungsbedingungen wiedergegeben. Da die Flammentemperatur der EV-Brennkammer im Rahmen der Modellbildung sowohl in die NO_x-Modellierung als auch in die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Pulsationsmodellierung eingeht, wird mit Hilfe eines vereinfachten Netzwerkmodells (vgl. Bild 5), welches den Druckverlust in der EV-Brennkammer mit Hilfe der Durchflusskoeffizienten ζ_1-ζ_3 in die Änderung der Luftmassenstromaufteilung innerhalb der Brennkammer übersetzt, eine korrigierte Flammentemperatur berechnet. Die allgemeine Formulierung des Durch-

$$\zeta = \frac{\Delta p \cdot 2}{\rho_{ref} \cdot v_{ref}^2} \tag{1}$$

flusskoeffizienten ζ lautet:

Darin sind Δp der statische Druckverlust über die EV-Brennkammer, ρ_{ref} und v_{ref} stellen die Referenzdichte und die Referenzgeschwindigkeit dar. Der Durchflusskoeffizient ζ_1 repräsentiert die Druckverluständerung am Brennkammereintritt. Die Durchflusskoeffizienten ζ_2 (Brennerbereich) und ζ_3 (restliche Brennkammer, Brennkammerkühlluft) repräsentieren die Druckverluständerung innerhalb der Brennkammer. ζ_2 wird aufgrund der vernachlässigbaren Brennerdegeneration konstant belassen. Nach Anpassung der Durchflusskoeffizienten in diesem Netzwerkmodell durch Abgleich mit einem detaillierten Maschinenmodell zur Ermittlung der Durchflusskoeffizienten ergibt sich für die Berechnung der Flammentemperatur ($T_{Flammenzone}$) unter Berücksichtigung dieses Alterungseffektes folgt folgende Formulierung [6]:

$$T_{Flammenzone} = \frac{h_{Flammenzone}}{\frac{h_{Heißgas}}{T_{Heißgas} + T_{ref}}} + T_{ref} \tag{2}$$

mit

$$h_{Flammenzone} = h_{Heißgas} \cdot \left(1 + \frac{\zeta_2}{\zeta_3}\right) + h_{Kühlluft} \cdot \frac{\zeta_2}{\zeta_3} \tag{3}$$

Die gesamte Herleitung dieses Alterungsmodells findet sich in [6]. Die Wärmekapazität des Heißgases wird durch Annahme vollständiger Verbrennung mit einem empirischen Ansatz nach VDI4670 ermittelt [7]. Durch weitere Vereinfachung durch Vernachlässigung der Änderung der Wärmekapazität zwischen Flammen- und Heißgaszone entfällt die iterative Berechnung der Flammentemperatur, die durch die Temperaturabhängigkeit der Wärmekapazität sonst notwendig wäre. Die Auswirkungen der beiden Alterungseffekte auf die Flammentemperaturen sind in Bild 7 zusammenfassend dargestellt. Es zeigt sich, dass aus der Korrektur der Turbinenaustrittstemperatur eine deutlich höhere Flammentemperatur resultiert. Der Ef-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

fekt der Brennkammeralterung nach dem hier vorgestellten Modell auf die Flammentemperatur zeigt sich dabei deutlich schwächer.

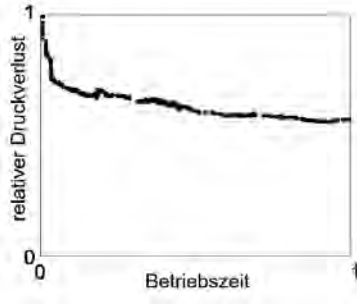


Bild 6: Druckverlust EV-Brennkammer über Betriebszeit

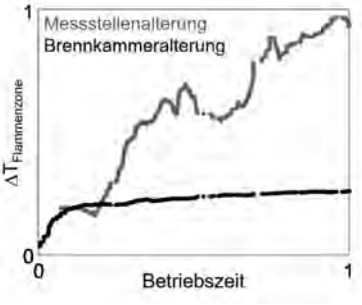


Bild 7: Differenz in berechneter Flammentemperatur aufgrund von Alterungseffekten

4. Pulsationsmodellierung

Pulsationen in Gasturbinenbrennkammern sind Schalldruckschwankungen bei einer systemabhängigen Frequenz. Diese resultieren aus der Kopplung eines existierenden Schalldruckfeldes in der Brennkammer mit der Wärmefreisetzungsschwankung in der Flamme. In einer einfachen Modellvorstellung, basierend auf Beobachtungen verschiedener akustischer Ereignisse aus unterschiedlichen Anwendungsbereichen nach Lord Rayleigh bestimmt die Phasenlage zwischen Druckamplitude und Wärmefreisetzungsamplitude die Verstärkung oder die Abnahme des Schalldruckpegels: Sind Druck- und Wärmefreisetzungsamplitude gleichphasig, so steigt die Druckamplitude weiter an (bei positiven Amplitudenwerten), bzw. sinkt ab (bei negativen Amplitudenwerten) [8]. Mathematisch lässt sich der Rayleigh-Index folgendermaßen ausdrücken [9]:

$$R = \int_V \int_0^\tau p'(x,t)q'(x,t)\mathrm{d}t\mathrm{d}V > 0 \qquad (4)$$

Der Rayleigh-Index R bestimmt hier, ob eine positive Kopplung zwischen der momentanen Schalldruckamplitude p´ zur Zeit t und der gleichzeitigen Wärmefreisetzungsrate q´ an einer Stelle x stattfindet. Ergibt die Integration über ein betrachtetes Volumen V und über eine Zeitspanne τ ein positives Ergebnis, so ist die Bedingung für die Verstärkung der Schalldruckamplituden aufgrund der Wärmezufuhr gegeben (Rayleigh-Kriterium). Allerdings ist die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Maximalamplitude durch das Dämpfungsverhalten des Systems bestimmt, so dass maximal ein systeminhärenter Grenzwert erreicht werden kann [9].

Forschungsziel ist häufig die Identifizierung a) der Frequenz der instabilen Schwingungsmode und b) die Ermittlung der Grenzamplitude für ein betrachtetes System, die maximal erreicht werden können. Beide Untersuchungen erfordern zur Berechnung eine detaillierte Abbildung des akustischen Systems, häufig in Form eines akustischen Netzwerkmodells und auch mit Hilfe von CFD mit einer gekoppelten Berechnung der akustischen Feldgrößen. Eine zentrale Rolle nimmt dabei das akustische Übertragungsverhalten der Flamme (Flammentransferfunkton oder Flammenübertragungsfunktion) ein, welches in der Regel durch Messungen oder mit Hilfe von CFD-Akustik-Berechnungen ermittelt werden muss. Eine gute Übersicht über die Forschungen in diesem Bereich findet sich in [9]. Eine zusammenfassende genauere Betrachtung der Modellierungsmethoden findet sich z. B. in [10]. Aufgrund der mannigfaltigen Einflussfaktoren auf das thermoakustische Systemverhalten und der verschiedenen Kopplungsmechanismen, s. z. B. [11], [12], ist die monokausale Betrachtung dieses Phänomens im Umfeld einer Gasturbine nicht möglich. Die Auswirkungen der Alterung auf das Pulsationsverhalten in Gasturbinen wurden in der Literatur bislang kaum behandelt.

Der hier exemplarisch für einen Frequenzbereich gewählte Modellierungsansatz basiert auf drei Einflussfaktoren: Brennkammerdruck p_C, Flammentemperatur T_{Flamme} und Brennerstufungsfaktor S1R. Dies ist dadurch begründet, dass diese drei Einflussgrößen innerhalb des betrachteten Betriebsbereichs den stärksten Einfluss auf das Pulsationsverhalten ausüben und im Erstinbetriebnahmedatensatz eine große Variation aufweisen. Weitere Einflussfaktoren hingegen, wie die Umgebungsparameter bergen innerhalb des Erstinbetriebnahmedatensatz nur eine geringe Variation. Die Formulierung des Modellansatzes lautet:

$$p_{rms}=a+b\cdot p_C+c\cdot T_{Flamme}+d\cdot p_C\cdot T_{Flamme}+e\cdot p_C{}^2-(f\cdot S1R\text{^}2+g\cdot S1R+h\ ) \quad (5)$$

Darin ist p_{rms} der effektive Mittelwert der Schalldruckamplitude. Die Koeffizienten a bis h werden durch Regressionsanalyse für den Trainingsdatensatz ermittelt. Der Ansatz basiert auf der Tatsache, dass die Schalldruckamplitude im betrachteten Frequenzbereich mit steigendem Brennkammerdruck wächst. Gleichzeitig werden sowohl durch die Berücksichtigung des Brennkammerdrucks und der Flammentemperatur, welche die Temperaturverhältnisse in der Brennkammer widerspiegelt, verbrennungskinetische Aspekte und deren Einfluss auf die Schallgeschwindigkeit berücksichtigt, die die Phasenlage zwischen Schalldruckschwankungen und der Wärmefreisetzung in der Flammenzone maßgeblich bestimmen. Der Brennstoffstufungsfaktor S1R nimmt direkt Einfluss auf das Flammenverhalten (vgl. Bild 2) und

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

stellt zudem eine Regelgröße dar, mit der das Pulsations- und Emissionsverhalten beeinflusst wird.

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Modellierung auf Basis der Erstinbetriebnahmedaten vorgestellt. Diese umfassen 88 Datenpunkte. Die Bilder 8a – 8c zeigen die Validierungsergebnisse für diesen Trainingsdatensatz. Darin sind die Fehlergrenzen von ±10% durch Linien markiert. Das Modell bildet das Pulsationsverhalten für den Trainingsdatensatz gut ab; der nRMSE-Wert liegt bei 10,69%.

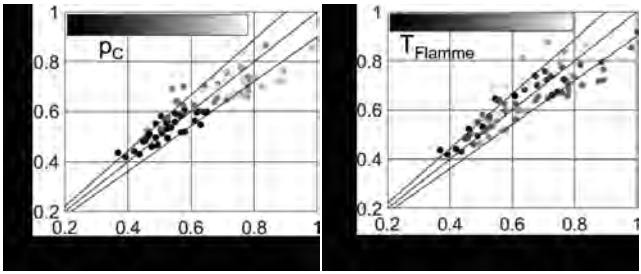


Bild 8a u. 8b: Validierungsergebnisse - Modell basierend auf Erstinbetriebnahmedaten, abhängig von Flammentemperatur T_{Flamme} (8a) und vom Brennkammerdruck p_C (8b)

Beim Vergleich der Einflüsse der Haupteinflussfaktoren wird deutlich, dass der Brennkammerdruck hauptsächlich einen linearen Einfluss auf die Pulsationsamplituden hat, wohingegen die Flammentemperatur einen nichtlinearen Einfluss aufweist. Bei der Berücksichtigung des Alterungseinflusses auf die Flammentemperatur im Modell werden drei Fälle unterschieden (s. Tabelle 1).

Tabelle 1: Fallunterscheidung Modell

Fall 1	Keine Alterungseffekte
Fall 2	+ Messstellendegeneration
Fall 3	+ Brennkammeralterung

Bild 9a zeigt die Validierungsergebnisse auf Basis von Langzeitdaten für den Fall, dass die Flammentemperatur ohne Berücksichtigung der oben erläuterten Alterungseffekte in das Modell einbezogen wurde. Durch Hinzunahme beider Alterungseffekte kann eine deutliche Modellverbesserung erreicht werden (Bild 9b), was sich in einer Verbesserung des nRMSE von 21,48% (Fall 1) auf 14,29% (Fall 3) zeigt (Fall 2: 16,34%). Dennoch kann das Modell das Pulsationsverhalten nicht vollständig abbilden. Dies kann zum einen auf die geringe Variation in den Umgebungsparametern in dem Trainingsdatensatz und zum anderen auf die fehlende Berücksichtigung von Alterungseffekten, die sich pulsationsspezifisch auswirken, zurückgeführt werden. Ein Vergleich mit dem auf dem gesamten, „gealterten“ Abnahmedatensatz (alle Abnahmemessungen über einen Zeitraum von etwa 3,5 Jahren innerhalb eines Revisionsintervalls, 161 Datenpunkte) trainierten Modell zeigt, dass die Verhältnisse dadurch besser

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

wiedergegeben werden (Bild 10a u. 10b). Der Vergleich der nRMSE-Werte (Fall 1: 15,62%, Fall 3: 13,08% (Fall 2:14,16%)) mit den Ergebnissen des auf den Erstinbetriebnahmedaten trainierten Modells zeigt eine signifikante Verbesserung bereits in dem Fall, dass die genannten Alterungseffekte nicht explizit im Modell verwendet werden.

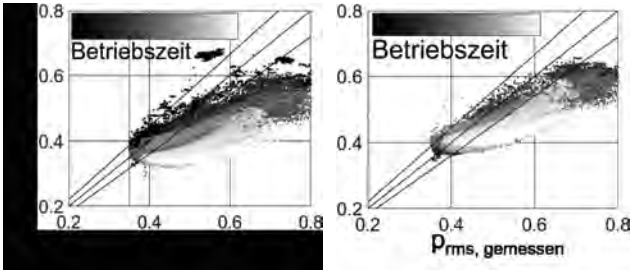


Bild 9a u. 9b: Validierung an Langzeitdaten (~105.000 Datenpunkte), 9a: Fall 1, 9b: Fall 3

Dies wird auch durch einen Vergleich der relativen Residuen für beide Fälle (Bild 11a: Modell basierend auf Erstinbetriebnahmedaten, Bild 11b: Modell basierend auf alle Abnahmedaten) deutlich. Dargestellt sind jeweils die geglätteteten Residuenverläufe. Aufgrund der expliziten Berücksichtigung der beiden Alterungseffekte kann eine signifikante Verbesserung in der Modellgüte erreicht werden. Dies zeigt sich insbesondere dadurch, dass die Residuen mit laufender Betriebszeit durch die Hinzunahme der Alterungseffekte weniger stark sinken (vgl. Bild 11a). Bei Verwendung des „gealterten" Trainingsdatensatzes (Bild 11b) wirkt sich die explizite Berücksichtigung der Alterungseffekte hingegen kaum aus, lediglich lässt die Streuung des Modells nach (vgl. Bild 10a mit 10b). Die verbleibende Modellungenauigkeit kann auch hier zu einem großen Teil durch die geringe Variation in den Umgebungsparametern im Trainingsdatensatz und auf die Simplifizierung des Modellansatzes zurückgeführt werden. Somit zeigt sich, dass der Modellansatz basierend auf den Erstinbetriebnahmedaten durch Berücksichtigung der identifizierten Alterungseffekte das Pulsationsverhalten deutlich besser abbildet.

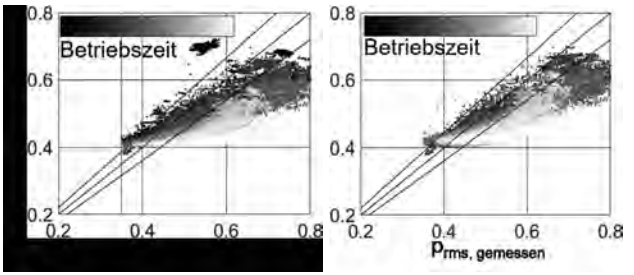


Bild 10a u. 10b: Validierung an Langzeitdaten (~105.000 Datenpunkte), 10a: Fall 1, 10b: Fall 3

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Der Vergleich mit dem Training auf dem „gealterten“ Datensatz zeigt, dass Alterungseffekte, die explizit Einfluss auf das Pulsationsverhalten nehmen, noch nicht berücksichtigt sind.

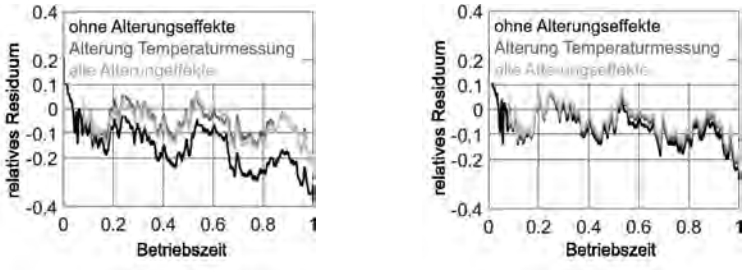


Bild 11a u. 11b: Vergleich der relativen Residuen; 11a: Modell basierend auf Erstinbetriebnahmedaten, 11b: Modell basierend auf allen Abnahmemessungen

5. Zusammenfassung

In diesem Bericht wurde ein einfacher empirischer, physikalisch motivierter Ansatz zur Pulsationsmodellierung am Beispiel einer kommerziell eingesetzten Gasturbine vom Typ GT24/GT26 vorgestellt. Dieser Ansatz berücksichtigt die wesentlichen drei Mess- und Regelgrößen, die im zugrundeliegenden Trainingsdatensatz den stärksten Einfluss auf das Pulsationsverhalten ausüben. Der funktionale Zusammenhang wurde durch eine Regressionsanalyse auf Basis dieser drei Einflussgrößen (Brennkammerdruck, Flammentemperatur, Brennerstufung) bestimmt. Die Anwendung dieses Modells auf Langzeitbetriebsdaten ergab, dass die Abbildungsgenauigkeit mit steigender Maschinenbetriebszeit nachlässt. Eine Verbesserung des Modellansatzes konnte dadurch erreicht werden, dass zwei zuvor identifizierte Alterungseffekte explizit in das Berechnungsmodell für die Flammentemperatur berücksichtigt wurden. Eine deutliche Verbesserung der Vorhersagegüte konnte somit erreicht werden. Eine zusätzliche Verbesserung der Modellgenauigkeit ist durch die Berücksichtigung der Variation in den Umgebungseinflüssen zu erwarten, die jedoch kaum in den Trainingsdatensätzen vorzufinden sind. Für die rekursive Identifizierung des Alterungszustandes der Gasturbine anhand der Pulsationsmessdaten ist eine weitere, pulsationsspezifische Formulierung der Alterungseffekte notwendig.

6. Danksagung

Die in diesem Bericht vorgestellten Untersuchungen wurden im Rahmen des Gemeinschaftsforschungsvorhabens COOREFLEX-Turbo im Rahmen der AG Turbo durchgeführt. Diese Arbeit wurde unterstützt vom Bundeministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) auf Be-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

schlussgrundlage des Bundesdeutschen Parlamentes unter dem Förderkennzeichen 03ET7040H. Die Autoren bedanken sich bei der AG Turbo für diese Unterstützung.

7. Literaturangaben

[1] Lechner, C, Seume, J, “Stationäre Gasturbinen”, 2. Neu bearbeitete Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010.

[2] Döbbeling, K., Hellat, J., Koch, H., “25 Years of BBC/ABB/ALSTOM Lean Premix Combustion Technologies”, In Proc. ASME Turbo Expo, Reno-Tahoe, Nevada, USA, June 6-9, 2005.

[3] Zajadatz, M., Lachner, R., Bernero, S., Motz, C., Flohr, P., „Development and Design of Alstom´s Staged Fuel Gas Injection EV Burner for NOx Reduction”, In Proc. ASME Turbo Expo, Montreal, Canada, May 14–17, 2007.

[4] Hummel, T., Temmler, C., Shuermanns, B., Sattelmayer, T., “Reduced-Order Modeling of Aeroacoustic Systems for Stability Analyses of Thermoacoustically Noncompact Gas Turbine Combustors”, Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, Vol. 138, May 2016.

[5] Weidner, F., Lipperheide, M., Wirsum, M., Bernero, S., Gassner, M., „Pulsations in Gas Turbine Operation – Identification and Modeling With the Purpose of Online Monitoring and Optimization“, In Proc. ASME Turbo Expo, Charlotte, USA, June 26-30, 2017.

[6] Lipperheide, M., Weidner, F., Wirsum, M., Gassner, M., Bernero, „Long-Term NOx Emission behavior of Heavy Duty Gas Turbines: An Approach for Model-Based Monitoring and Diagnostics“, In Proc. ASME Turbo Expo, Charlotte, USA, June 26-30, 2017.

[7] Verein Deutscher Ingenieure, “Thermodynamic Properties of Humid Air and Combustion Gases”, VDI-Richtlinien, February 2003.

[8] L. Rayleigh, J. W. S., “The Explanation of Certain Acoustical Phenomena”. Nature, 18, pp. 319–321, 1878.

[9] Lieuwen, T., Yang, V., “Combustion Instabilities in gas Turbine Engines – Operational Experience, Fundamental Mechanisms, and Modeling”, In Progress in Astronautics and Aeronautics, Volume 210, ISBN: 1-56347-669-X, 2005.

[10] Poinsot, T., and Veynante, D., Theoretical and Numerical Combustion, third ed. by the authors, pp 440-457, 2012.

[11] Candel, S., “Combustion Dynamics and control”, Proceedings of the Combustion Institute, Vol. 29, pp. 1-28, 2002.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[12] Schuermanns, B., Bellucci, V., Guethe, F., Meili, F., Flohr, p., Paschereit, C. O., „A Detailed Analysis of Thermoacoustic Interaction Mechanisms in a Turbulent Premixed Flame“,In Proc. ASME Turbo Expo, Vienna, Austria, June 14–17, 2004.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Numerical Study of turbulent reacting flows with local extinction and re-ignition effects based on a statistical method and REDIM reduced reaction kinetics

Numerische Untersuchung der turbulentern reagierendern Strömungen mit lokaler Flammenlöschung und Wiederzündung mittels statistischer Verfahren und REDIM reduzierter Reaktionskinetik

MSc. **C. Yu**, Prof. **U. Maas**, Institute of Technical Thermodynamics, Karlsruhe Institute of Technology, Karlsruhe

Abstract

The probability density function (PDF) model has been widely used to study turbulent reacting flows since the chemical source term is in a closed form, avoiding any modelling. However, the accuracy of PDF calculations largely depends on the accurate modelling of chemical reactions and on the mixing model. In this work, the PDF model for the simulation of turbulent reacting flows based on a multiple mapping conditioning (MMC) mixing model and an automatically reduced mechanism for chemical kinetics (reaction-diffusion manifold, REDIM) is used to simulate the Sandia piloted jet flame E, which has a moderate degree of local extinction but is not too close to global extinction. It is shown that the generalized MMC mixing model and REDIM reduced kinetics can capture local extinction and re-ignition effects comparable to the experimental observations. However, the value of the mixing model constant C_{min} is a key to the accuracy of PDF model calculations and its sensitivity is also investigated. It is shown that only an accurate value of C_{min} can represent good qualitative and quantitative agreement with experimental data.

1. Introduction

An accurate computational modelling of extinction and re-ignition effects is an important topic for the prediction of flame stabilization. For such problems, turbulence and chemistry have a strong interaction and a numerical simulation of this interaction is quite complicated [1]. One of the challenges is the modelling of the chemical source terms, since they depend on turbulent mixing, molecular transport and chemical kinetics [2]. The probability density function (PDF) method [3] has been widely used over the last decade in numerical simulations of turbulent flames. It has the significant advantage that the chemical source term is in closed form, avoiding any modelling [3]. With this statistic method, hydrodynamic

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

quantities such as velocity and the thermo-kinetic scalars and, consequently, their statistical moments of any order can be obtained [3] [4].

However, as shown in many previous studies such as [5] [6], the accuracy of PDF calculations depends largely on the selected mixing models. Multiple mapping conditioning (MMC) [7], which is used in this work, has been applied to study turbulent flames and shows a great potential [6] [8]. In the MMC mixing model the property of localness of the mixing process, which is particularly important, can also be guaranteed. Besides the mixing models, the mixing model constant C_ϕ, defining the rate of decay of scalar variance [3], has also a large influence on the quality of the results. As reported in [5] [6], a larger value of C_ϕ indicates a stronger burning effect and thus less degree of local extinction. Hence, the value of C_ϕ should be selected correctly and based on a thorough analysis.

Besides the turbulence, chemistry must also be modeled correctly to obtain accurate results. To reduce the computational effort, reduced chemical kinetics is needed. In this work the reaction-diffusion manifolds method (REDIM) [9], which takes into account physical transport, is applied to simplify the chemical kinetics, whose evolution is confined to a manifold with a much lower dimension.

In this work, a brief overview of the REDIM and PDF models is provided. A numerical simulation based on REDIM and PDF models with generalized MMC mixing model is performed for the Sandia piloted jet flame E [10] [11], which has a moderate degree of local extinction and is optimal to investigate the models for the prediction of extinction and re-ignition effects.

2. Reduced chemical kinetics: Reaction-Diffusion Manifolds (REDIM)

For engineering applications, a complete solution of the governing conservation equations including detailed chemical kinetics is computationally prohibitive since reaction mechanisms always involve a large number of chemical species and reaction steps [12].

In this work, the reduction method of chemical kinetics “Reaction-diffusion manifolds (REDIM) [9]” is applied to reduce both the dimensionality and stiffness of the PDF systems to be integrated in the numerical simulation.

As shown in previous work [13] [2] [14], the simulation of the Sandia Flames can be achieved by using a 2-dimensional REDIM. In this case, for the description of chemical kinetics based on REDIM, specific mole numbers (defined as mass fraction over molar mass) of CO_2 (ϕ_{CO2}) and N_2 (ϕ_{N2}) were selected as progress variables. Both progress variables have their own meaning, and the choice influences the robustness, which is shown in Fig. 1. We notice that the contour lines of temperatures (left) are almost parallel to the N_2-axis and the contour lines

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

of mixture fractions (right) to the CO_2-axis. This means that temperatures are largely affected by CO_2 and therefore CO_2 represents reaction progress, while N_2 controls the mixture fraction and thus represents the mixing state. Note, however, that in the context of REDIM, any unique parameterization can be used [9].

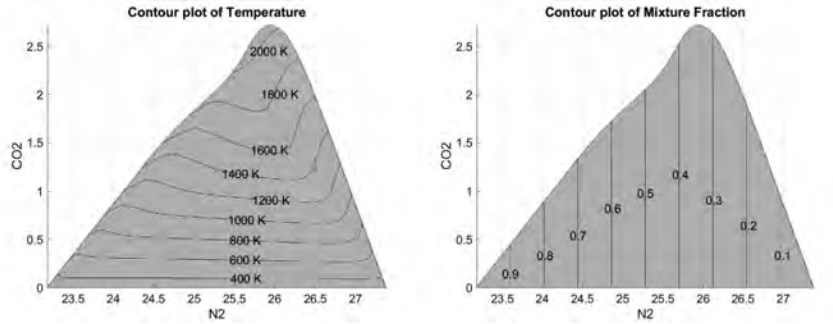


Fig. 1. Contour plots of temperature (left) and mixture fraction (right) which are functions of $\boldsymbol{\phi_{N2}}$ and $\boldsymbol{\phi_{CO2}}$. The gray area is the domain of the REDIM.

3. Statistical Method: Probability density function (PDF) model

The numerical method used in this work is the hybrid RANS/Transported-PDF model, which follows previous work in [2] [14]. The RANS provides the hydrodynamic quantities, while the transported-PDF equation provides the thermo-kinetic state of the flow. Here, a brief overview of the PDF model will be provided.

A joint PDF (JPDF) of velocity, composition and turbulent frequency is employed here. This is a one-point, one-time JPDF which has the main advantage to treat chemical reaction exact without any modelling assumptions [3]. To overcome the problem that the PDF of a flow is a priori unknown, a transported-PDF equation is solved to obtain the PDF [14] [15]. To reduce the numerical effort, a Monte-Carlo particle method is applied to solve the transported-PDF equation [3] [15]. In this particle method, a set of stochastic differential equations (SDE) are solved for the evolution of notional particles. The simplified Langevin model (SLM) is used to describe the evolution of particle velocity. The stochastic turbulent frequency is modeled based on the gamma-distribution model [15].

In the PDF model, the effect of molecular diffusion is described by a mixing model, which is one of the challenging tasks in the PDF calculation. The most commonly used mixing models are the Interaction by exchange with the mean (IEM) [16] and Curl's coalescence and

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

dispersion (CD) model [17]. However, both mixing models have main undesired effects: in the IEM model the shape of the scalar PDF remains and thus never relaxes to a Gaussian distribution, while the CD model can cause discontinuous jump process and thus non-localization in physical and composition space [4] [18]. The mixing model used in this work is the multiple mapping conditioning (MMC) model. It overcomes the limitations of IEM and CD models described above. It also fulfills the property of localness [4]. The MMC mixing model is briefly outlined here, details can be found in [6] [7] [8].

In principle, the MMC is similar to the CD model. At each time step, two selected particles mix linearly with a certain mixing extent. However, unlike the random selection procedure in CD model, two particles to be mixed in the MMC are selected with preference. According to [8] two particles are selected so that the normalized square distance

$$\hat{d}^2_{(p,q)} = (1-\lambda)\cdot\sum_{j=1}^{3}\left(\frac{x_j^{*(p)} - x_j^{*(q)}}{L_x}\right)^2 + \lambda\cdot\left(\frac{\tilde{\zeta}^{*(p)} - \tilde{\zeta}^{*(q)}}{L_\zeta}\right)^2 \tag{1}$$

is minimized, where $\tilde{\zeta}$ are the reference variable(s). In (1) L_x and L_ζ are characteristic physical and reference scales. λ is a weighting factor determining the relative localization in physical and reference space.

In classical mixing models, the mixing process is specified by the mixing timescale τ, which is equal to the timescale of major scalar dissipation τ_ϕ [3]:

$$\tau = \tau_\phi = \frac{1}{C_\phi}\cdot\frac{k}{\epsilon} \tag{2}$$

here C_ϕ is the mixing constant with a standard value of 2.0. However, in the MMC model the mixing process is performed with preference via (1), and the major dissipation timescale τ is replaced by a minor dissipation timescale τ_{min} [6] [8]. The difference between both concepts is that the major dissipation timescale τ controls the major fluctuations $\phi'' = \phi - \langle\phi\rangle$, while τ_{min} controls the conditional scalar fluctuations around the conditional mean: $\phi'' = \phi - \langle\phi|\zeta\rangle$. The major and minor dissipation timescales are related by [6] [8]:

$$\tau_{min} = C_{min}\cdot\tau_\phi \tag{3}$$

4. Results and Discussion

Numerical simulations based on the MMC and REDIM are performed for the Sandia piloted jet Flame E [10] [11]. The main jet (with $D_j = 7.2$mm) consists of 25% methane and 75% air. The main jet is surrounded by a co-axial pilot flame. Flame E has a main jet bulk velocity of 74.4 m/s, corresponding to Re = 33600. Flame E yields a moderate degree of local extinction.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

In the numerical simulation, the coupling of the MMC and REDIM follows the procedure that the specific mole number of N_2 (ϕ_{N2}) is the selected reference variable, which corresponds to the selection of mixture fraction as reference variable in [8] [6].

Figure 2 shows examples of simulation results of profiles of favre-averaged temperature and mixture fraction for the Sandia E-Flame. Note that the dimensionless mixture fraction is determined according to the Bilger expression, which is the definition used in the experimental evaluation [11].

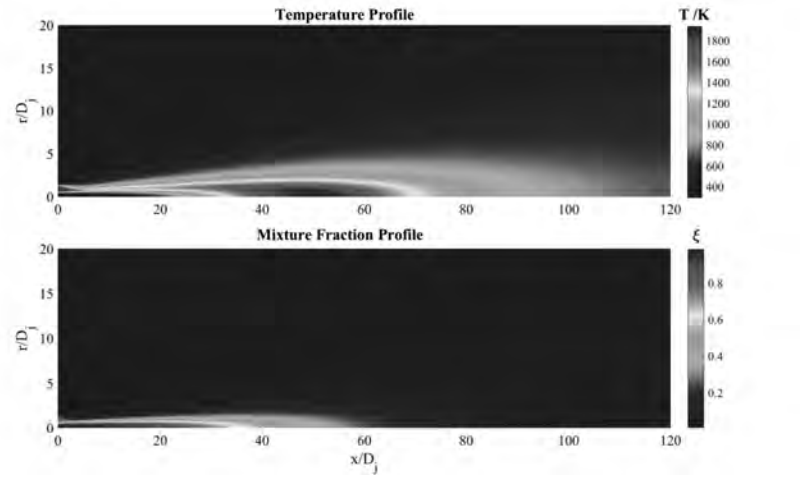


Fig. 2. Contour plots of favre-averaged temperature and mixture fraction

4.1. Effect of the weighting factor λ in the MMC mixing model

In (1) the generalized normalized square distance consists of physical distance d_x and distance in reference variable d_ζ with a weighting factor λ. For $\lambda = 0$ the localness will only be considered in physical space and for $\lambda = 1$ the localness will only be considered in the reference space. In figure 3 the averaged physical distance $\langle d_x \rangle$ and averaged distance in reference variable $\langle d_\zeta \rangle$ between mixing pairs with different weighting factors λ is shown. $L_x = D_j/4 = 0.0018$ mm and $L_\zeta = 4.2$ mol/kg. The constant in the mixing model (3) is $C_{min} = 0.06$. The sensitivity of C_{min} and results based on this value will be discussed later. It is noticed that an increase of λ leads to an decrease of the value of $\langle d_x \rangle$ and an increase of the value of $\langle d_\zeta \rangle$. This is because with an increasing λ, the mixing process takes place more locally in reference space.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

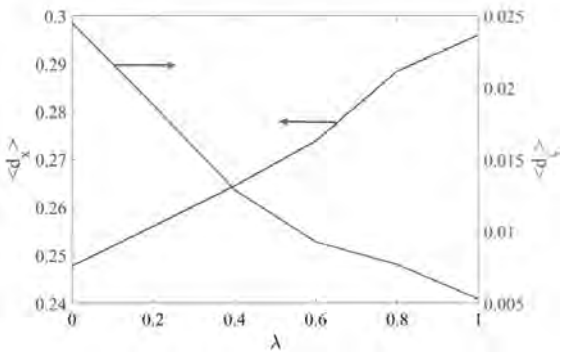


Fig. 3. Dependence of $\langle d_x \rangle$ and $\langle d_\zeta \rangle$ on weighting factor λ

It should be pointed out that the change of $\langle d_x \rangle$ is around 0.3/0.25=1.2, while the change of $\langle d_\zeta \rangle$ is around 0.025/0.005=5. Therefore, the change of localness in reference space is much more remarkable, while the change of localness in physical space is not large. This is because in the RANS simulation, we only allow particles that are in the same cell to mix. Therefore, we avoid particles to be mixed with their neighboring cells which violate localness in the physical space. Therefore, in RANS simulations the weighting factor is usually set to be $\lambda = 1.0$. That is, the mixing process is considered to be local only in reference space [6] [19]. In contrast to RANS, in LES simulations using sparse Lagrangian techniques more than 10 cells share one particle, and therefore the particles can be mixed with particles in neighboring cells [8]. In this sense, the localness in physical space is much more important and the weighting factor is usually set to be finite.

In this work we also only constrain the particle pairs to be local in reference space ($\lambda = 1.0$), here composition space, as also used in other works based on RANS simulation [6] [19] [20].

4.2. Effect of C_{min} in the MMC mixing model

As discussed above, the PDF calculation is sensitive to the C_{min}, determining the minor dissipation rate. From (3), a larger C_{min} increases the minor dissipation timescale and thus a slower decay of minor fluctuation ($\phi'' = \phi - \langle \phi | \zeta \rangle$). Figure 4 shows the radial profiles of favre-averaged mean temperatures and root mean square (rms) of mixture fraction at x/D$_j$=15 for three different C_{min}. Note that although only results at position x/D$_j$=15 are shown, the conclusions are also valid at other positions. We see that decreasing the value of C_{min} yields higher mean temperatures (left) and lower rms of mixture fraction (right).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

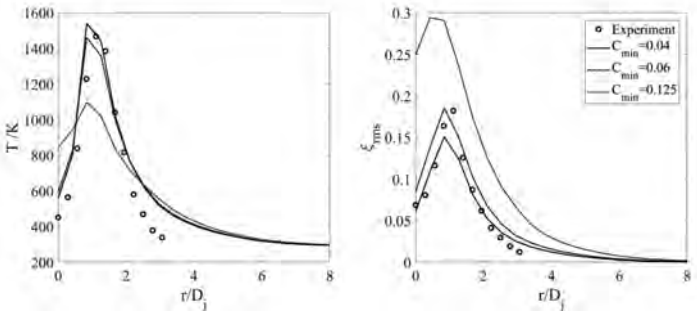


Fig. 4. Radial profiles of favre-averaged mean temperatures (left) and rms of mixture fractions at x/Dj=15. Experimental results from [11].

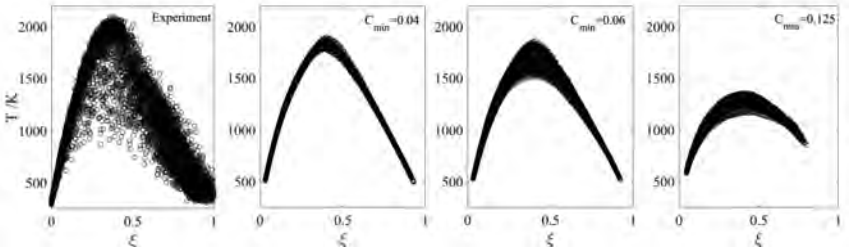


Fig. 5. Scatterplots of temperatures over mixture fraction at x/Dj=15 for experimental data and for different C_{min}. Experimental results from [11].

Figure 5 shows the sensitivity of degree of local extinction with respect to C_{min} at x/D$_j$=15. It can be observed that $C_{min} = 0.04$ (smaller dissipation timescale) under-predicts while $C_{min} = 0.125$ (larger dissipation timescale) over-predicts the local extinction. Thus, increasing the values of C_{min} (smaller dissipation rates and larger dissipation timescales) increases the degree of local extinction.

4.3. Comparison of simulation and experimental results

In this section, numerical results are compared to experimental data. The mixing constant C_{min} is 0.06, because as shown in figure 4, the radial profiles of temperatures and rms of mixture fraction correspond to the experimental data very well.

Figure 6 shows the profiles of temperature and mass fraction of CH_4, CO and OH over mixture fraction along the centerline of main jet (r=0 mm) plotted together with experimental

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

data [11]. We see that the simulation results agree well with the experimental data, although deviations of w_{CO} amd w_{OH} can be observed.

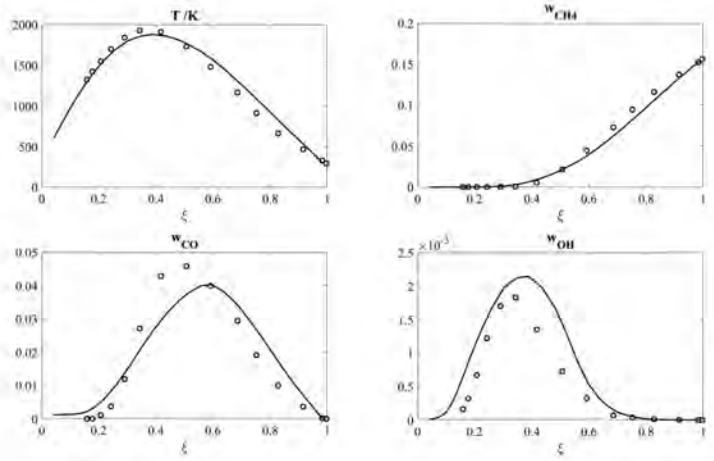


Fig. 6. Profiles of temperatures and mass fractions of CH_4, CO and OH over mixture fraction along the centerline of main jet (r=0 mm). Circles: experimental measurement [11]; Lines: PDF calculations.

Figure 7 shows the radial profiles of favre-averaged mean and rms mixture fractions at three different locations. One can see that the PDF calculations are in good agreement with the experimental data at all locations. The only noticeable deviation occurs at $x/D_j = 30$ near the centerline ($r/D_j \leq 2$) for the rms of mixture fraction, which is over-predicted by the PDF calculation. This may be due to the sensitivity with respect to the boundary condition. However, this over-prediction is not an important issue, because the corresponding mean values of mixture fractions at this location fit the experimental data with a good accuracy.

Figure 8 shows the conditional favre-averaged temperatures, mass fraction of CO and OH at $x/D_j = 7.5$ and $x/D_j = 30$. At $x/D_j = 7.5$ all PDF calculations over-predict the conditional quantities, while at $x/D_j = 30$ all simulated results match the experimental data very well.

In figure 9, scatter plots of temperature, mass fractions of OH and CO are compared with experimental data. We notice that the PDF calculation can capture the local extinction and re-ignition effect, even though the degree of local extinction is still under-predicted. An accurate selection of the model parameters to further improve the results is the topic of current research.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

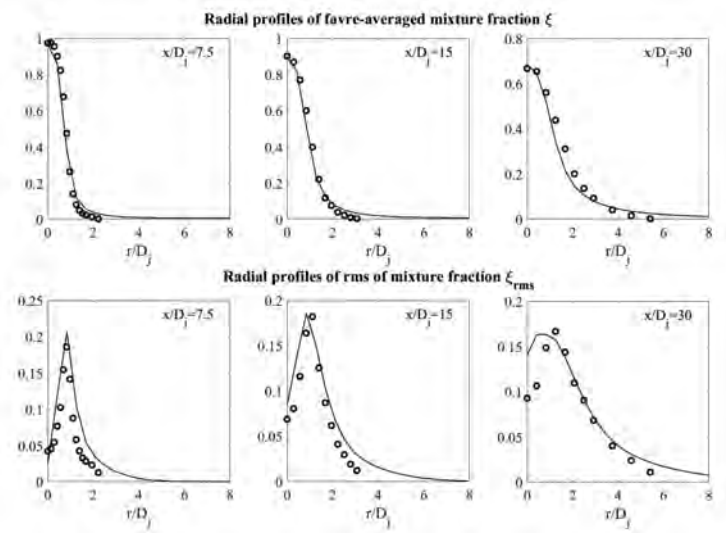


Fig. 7. Radial profiles of favre-averaged mean and rms of mixture fraction at x/Dj=7.5, 15 and 30. Circles: measurement [11]; Lines: PDF calculation.

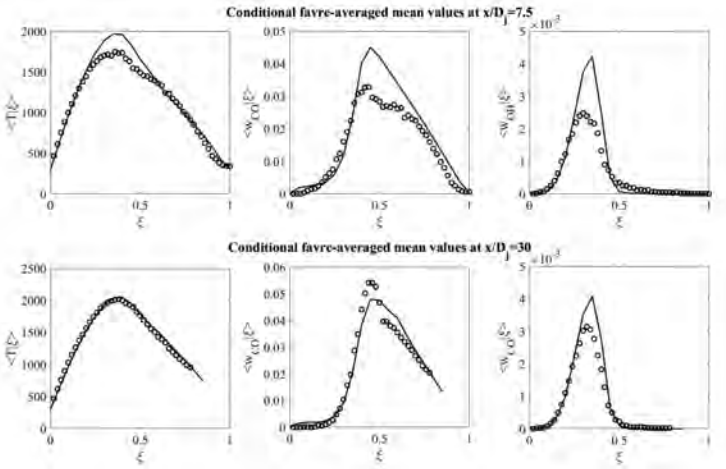


Fig. 8. Conditional favre-averaged temperature, mass fraction of CO and OH at x/D_j=7.5 (upper) and x/D_j=30 (lower). Circles: measurements [11]. Lines: PDF calculation.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

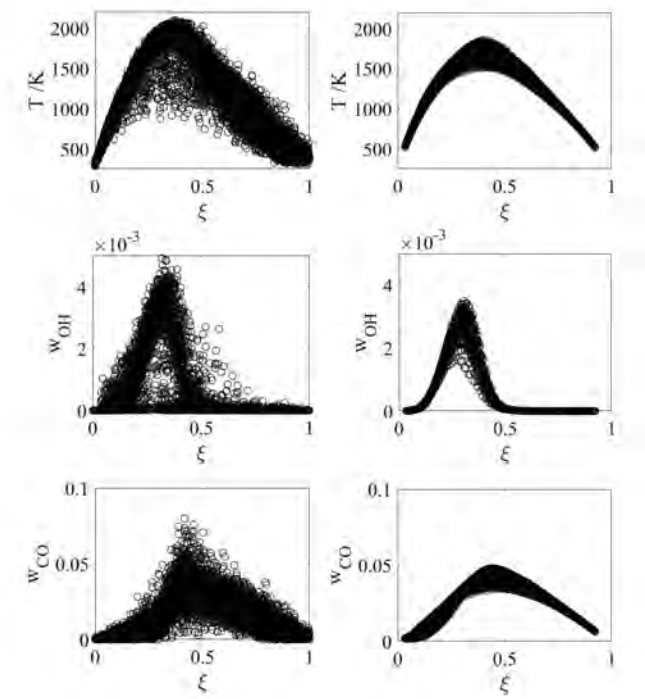


Fig. 9. Scatterplots of temperature, mass fraction of OH and CO over mixture fraction at x/D_j=15. Left: Experimental data [11]. Right: PDF calculations.

5. Conclusion

In this work, a numerical study of turbulent reactive flows based on a statistical method (probability density function model) and REDIM reduced reaction kinetics is presented and validated. The reduced chemical kinetics, REDIM, allows an accurate modelling with only a small number of parameters (2 parameters in this work), which also account for the effect of molecular transport in the composition space. The mixing model, the multiple mapping conditioning, is considered more physical due to its localization property in composition space.

The proposed method is validated through the well-known Sandia Flame E [11], which yields a moderate degree of local extinction. In the first part of the results, the influence of the parameters, weighting factor λ and mixing constant C_{min}, has been studied. It was shown

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

that a larger λ represents more localness in composition space, leading to a smaller distance in composition space. Furthermore, decreasing the value of C_{min} yields a higher mean temperature, a smaller root mean square of mixture fraction, and a smaller degree of local extinction. In the second part of the results, the numerical results are compared with experimental data. It was shown that the simulation results agree well with experimental data. An accurate selection of parameters to describe the degree of local extinction will be the subject of future work.

6. Acknowledgements

Financial support by the German Research Foundation (DFG) within the project SFB/TR150 is gratefully acknowledged. The author would like to thank A.Klimenko for the intensive discussion on the multiple mapping conditioning mixing model.

Bibliography

[1] M. Ihme, C. M. Cha and H. Pitsch, "Prediction of local extinction and re-ignition effects in non-premixed turbulent combustion using a flamelet/progress variable approach," *Proceedings of the Combustion Institute,* vol. 30, pp. 793-800, 2005.

[2] C. Yu and U. Maas, "A hybrid RANS/Transported-PDF Model for Simulation of Turbulent Flames based on generalized MMC and REDIM Method," in *Proc. 8th European Combustion Meeting*, Dubrovnik, Croatia, April 18 - April 25, 2017.

[3] S. B. Pope, "PDF methods for turbulent reactive flows," *Progress in Energy and Combustion Science,* vol. 11, no. 2, pp. 119-192, 1985.

[4] R. O. Fox, Computational models for turbulent reacting flows, Cambridge University Press, 2003.

[5] R. R. Cao, H. Wang and S. B. Pope, "The effect of mixing models in PDF calculations of piloted jet flames," *Proceedings of the Combustion Institute,* vol. 31, pp. 1543-1550, 2007.

[6] C. Straub, S. De, A. Kronenburg and K. Vogiatzki, "The effect of timescale variation in multiple mapping conditioning mixing of PDF calculations for Sandia Flame series D-F," *Combustion Theory and Modelling,* vol. 20, no. 5, pp. 894-912, 2016.

[7] A. Y. Klimenko and S. B. Pope, "The modeling of turbulent reactive flows based on multiple mapping conditioning," *Phys. Fluids,* vol. 15, pp. 1907-1925, 2003.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[8] M. J. Cleary and A. Y. Klimenko, "A generalized multiple mapping conditioning approach for turbulent combustion," *Flow, Turbulence and Combustion,* vol. 82, pp. 477-491, 2009.

[9] V. Bykov and U. Maas, "The extension of the ILDM concept to reaction-diffusion manifolds," *Combustion theory and modelling,* vol. 11, no. 6, pp. 839-862, 2007.

[10] R. Barlow and J. Frank, "Effects of turbulence on species mass fractions in methane/air jet flames," *Symp. (Int.) Combust.,* vol. 27, pp. 1087-1095, 1998.

[11] "International workshop on measurement and computation of turbulent nonpremixed flames," [Online]. Available: http://www.sandia.gov/TNF/abstract.html. [Accessed 18 09 2014].Data of downlaod: http://www.sandia.gov/TNF/DataArch/FlameD.html

[12] T. Echekki and E. Mastorakos, Turbulent combustion modeling: Advances, new trends and perspectives, Springer Science & Business Media, 2010.

[13] P. Wang, J. Fröhlich, F. Zieker, R. Schießl and U. Maas, "Large eddy Simulation und experimentelle Untersuchung zur turbulenten Verbrennung nahe der Verlöschung," in *25.Deutscher Flammentag, Verbrennung und Feuerung*, Karlsruhe, 14.-15. September, 2011.

[14] G. Steinhilber, Numerische Simulation turbulenter Verbrennungsprozesse mittels statistischer Verfahren und REDIM reduzierter Kinetik, Dissertation Karlsruhe: Karlsruhe Institute of Technology, 2015.

[15] D. C. Haworth, "Progress in probability density function methods for turbulent reacting flows," *Progress in Energy and Combustion Science,* vol. 36, no. 2, pp. 168-259, 2010.

[16] C. Dopazo and E. E. O'Brien, "An approach to the autoignition of a turbulent mixture," *Acta Astronautica,* vol. 1, pp. 1239-1266, 1974.

[17] R. L. Curl, "Dispersed phase mixing: 1. Theory and effects in simple reactors," *AIChE Journal,* vol. 9, pp. 175-181, 1963.

[18] C. Celis and L. da Silva, "Lagrangian mixing models for turbulent combustion: review and prospects," *Flows, Turbulence and Combustion,* vol. 94, no. 3, pp. 643-689, 2015.

[19] A. Varna, M. J. Cleary and E. R. Hawkes, "A multiple mapping conditioning mixing model with a mixture fraction like reference variable. Part 2: RANS implementation and validation against a turbulent jet flame," *Combustion and Flame,* vol. 181, pp. 354-364, 2017.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[20] K. Vogiatzaki, M. J. Cleary, A. Kronenburg and J. H. Kent, "Modeling of scalar mixing in turbulent jet flames by multiple mapping conditioning," *Physics of Fluids,* vol. 21, no. 2, 2009.

[21] A. P. Wandel and A. Y. Klimenko, "Testing multiple mapping conditioning mixing for Monte Carlo probability density function simulations," *Phys. Fluids,* vol. 17, 2005.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Large Eddy Simulation einer turbulenten LOx/GCH_4 Flamme unter Verwendung der Eulerian Stochastic Fields Methode

Large eddy simulation of a turbulent LOx/GCH_4 flame using the Eulerian stochastic field method

M.Sc. **M. Hansinger**, Dr.-Ing. H. Müller, Prof. Dr. rer. nat. **M. Pfitzner**
Institut für Thermodynamik, Universität der Bundeswehr München

Kurzfassung

Die Eulerian stochastic field Methode zur Beschreibung der Feinstruktur-Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen für die Speziesmassenbrüche und die Enthalpie wurde in den quelloffenen Strömungslöser OpenFOAM implementiert und mit einer thermodynamischen Modellierung auf Basis der kubischen Peng-Robinson Zustandsgleichung gekoppelt. Zur Validierung wurden Large Eddy Simulationen für eine LOx/GCH_4 Flamme durchgeführt. Ein Vergleich der numerischen Ergebnisse mit verfügbaren experimentellen Messungen anhand der OH*-Strahlung zeigt, dass die charakteristische Flammenform gut wiedergegeben wird.

1. Einleitung

Verbrennungsvorgänge in modernen Raketentriebwerken mit Flüssigtreibstoffen sind durch hohe Brennkammerdrücke, teilweise kryogene Einspritztemperaturen und dem komplexen Zusammenspiel zwischen turbulenter Mischung und chemischer Reaktion gekennzeichnet. In der Regel übersteigt der Brennkammerdruck den kritischen Druck der eingespritzten Treibstoffe. Gleichzeitig werden diese bei sehr niedrigen Temperaturen gelagert und oftmals unterhalb ihrer kritischen Temperatur eingespritzt. Man spricht von transkritischen Einspritzbedingungen, bei denen der Treibstoff durch die Erwärmung in der Brennkammer ohne Phasenwechsel von einem flüssig-ähnlichen in einen gas-ähnlichen Zustand übergeht. Es treten starke molekulare Wechselwirkungen auf, weswegen es nicht ausreicht das Fluid als ideales Gas zu betrachten. Vielmehr muss der thermodynamische Zustand in Raketenbrennkammern mit Hilfe genauer Zustandsgleichungen beschrieben werden, die in der Lage sind das nichtlineare Verhalten der Zustandsgrößen in der Nähe des kritischen Punkts wiederzugeben. In der vorliegenden Arbeit wurde hierfür die kubische Peng-Robinson Zustandsgleichung [1] in Verbindung mit der Volumenkorrekturmethode von Abudour et al. [2] verwendet.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Neben der Modellierung des thermodynamischen Zustands, ist es zur Simulation der turbulenten Verbrennung in Raketenbrennkammern nötig, die chemischen Reaktionen und insbesondere deren Interaktion mit dem turbulenten Strömungsfeld zu beschreiben. Bei der Grobstruktursimulation (LES für engl. large-eddy simulation), werden turbulente Strukturen nur bis zu einer gewissen Filtergröße direkt berechnet und kleinere Strukturen (SGS für engl. subgrid-scale) modelliert. Insbesondere die Beschreibung der Wechselwirkung zwischen der Turbulenz und den chemischen Reaktionen auf den unaufgelösten Skalen ist von Bedeutung und stellt aufgrund der Nichtlinearität und der hohen Dimensionalität des Problems große Anforderungen an die Modellierung. Einen guten Überblick über aktuelle Ansätze geben die Arbeiten von Pitsch [3] sowie von Janicka und Sadiki [4].

Eine Möglichkeit den Einfluss der chemischen Reaktionen auf den unaufgelösten Skalen zu beschreiben ist die Verwendung einer gemeinsamen Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion (PDF für engl. probability density function) für die Skalarfelder, die im Strömungsfeld transportiert wird. Die PDF beschreibt die Statistik der SGS Fluktuationen und ermöglicht so die Berechnung der gefilterten Größen. Die zeitliche Entwicklung der PDF kann dabei über eine modellierte Transportgleichung beschrieben werden, welche den Vorteil hat, dass der chemische Quellterm in geschlossener Form auftritt und keine weiteren Modelle benötigt werden. Die Transportgleichung beinhaltet jedoch eine große Anzahl unabhängiger Variablen, weswegen sie nur unter Verwendung stochastischer Methoden gelöst werden kann. Eine Möglichkeit die PDF der Skalarfelder ausschließlich in Eulerscher Betrachtungsweise zu beschreiben wurde von Valiño [5] und Sabel'nikov [6] eingeführt - die Eulerian stochastic fields Methode. Hier wird eine endliche Anzahl kontinuierlicher stochastischer Felder, welche in ihrer Gesamtheit die gefilterten Speziesmassenbrüche und Enthalpie darstellen, transportiert. Deren zeitliche Entwicklung wird mittels einer stochastischen, partiellen Differentialgleichung beschrieben. Diese Methode wurde maßgeblich von der Gruppe um Jones angewendet und für die Verwendung im LES Kontext weiterentwickelt. Beispiele hierfür sind die Simulationen für nicht-vorgemischte Verbrennung (Sandia Flamme D-F) [7], wobei lokale Verlöscheffekte gut wiedergegeben werden konnten, sowie LES zu Zündung [8] und vorgemischter Verbrennung bei Dralleinspritzung [9].

In der vorliegenden Arbeit wurde die Eulerian stochastic fields Methode mit der thermodynamischen Beschreibung auf Basis der Peng-Robinson Zustandsgleichung gekoppelt, die Modellierung in den quelloffenen Strömungslöser OpenFOAM implemetiert und die erzielten LES-Ergebnisse anhand experimenteller OH*-Messungen in einer LOx/GCH_4 Flamme [10] validiert. In den folgenden zwei Kapiteln werden die Grundlagen der Eulerian stochastic fields Methode und der thermodynamischen Modellierung realer Gase

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

näher erläutert. Der Testfall sowie die numerische Umsetzung sind in Kapitel 4 beschrieben. In Kapitel 5 folgen die Ergebnisse der Simulationen. Eine Zusammenfassung der vorliegenden Arbeit findet sich in Kapitel 6.

2. Die Eulerian stochastic fields Methode

Bei der Eulerian stochastic fields Methode wird die gemeinsame PDF der Skalarfelder durch ein Ensemble von N stochastischen Feldern für jeden Skalar ϕ_j beschrieben. Es werden also die Felder $\xi_j^n(x_i,t)$ mit $1 \leq n \leq N$ und $1 \leq j \leq N_s$ im Strömungsfeld transportiert, wobei N_s die Anzahl der Sakarfelder (Speziesmassenbrüche und Enthalpie) darstellt. Für die hier vorgestellten Simulationsergebnisse wurden 8 stochastische Felder pro Skalar verwendet ($N = 8$). Die gemeinsame PDF kann dann wie folgt aufgestellt werden:

$$\mathcal{P}(\Phi; x_i, t) = \frac{1}{N}\sum_{n=1}^{N}\prod_{j=1}^{N_s}\delta\left(\phi_j - \xi_j^n\right),$$

wobei δ die Dirac Delta Funktion darstellt. Die zeitliche Entwicklung der stochastischen Felder kann über stochastische partielle Differentialgleichungen beschrieben werden. In der vorliegenden Arbeit wird dabei die Formulierung nach Ito gewählt:

$$\bar{\rho}\, d\xi_j^n = -\bar{\rho}\widetilde{U}_\iota \frac{\partial \xi_j^n}{\partial x_i} dt + \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\left(\frac{\mu}{Sc} + \frac{\mu_t}{Sc_t}\right)\frac{\partial \xi_j^n}{\partial x_i}\right) dt + \bar{\rho}\sqrt{\frac{2}{\bar{\rho}}\left(\frac{\mu}{Sc} + \frac{\mu_t}{Sc_t}\right)}\frac{\partial \xi_j^n}{\partial x_i} dW_j^n$$

$$-\frac{\bar{\rho}}{2\tau_t}\left(\xi_j^n - \tilde{\phi}_j\right) dt + \bar{\rho}\dot{\omega}_j^n(\xi^n, T)\, dt$$

Der stochastische Anteil in dieser Gleichung wird durch den Wiener Prozess $dW_j^n = \eta_i^n\sqrt{dt}$ beschrieben. Dieser setzt sich aus dem Zufallsvektor $\eta_i^n \in \{1; -1\}$ sowie einem Zeitinkrement zusammen und hat keinen Einfluss auf die ersten Momente, die aus den stochastischen Feldern abgeleitet werden. Neben Advektion und Diffusion beinhaltet die Gleichung einen molekularen Mischungsterm und den Reaktionsquellterm $\dot{\omega}_j^n$. Der molekulare Mischungsterm ist hier proportional zur Differenz des stochastischen Felds und dem zugehörigen gefilterten Skalar $\left(\xi_j^n - \tilde{\phi}_j\right)$ und abhängig von der SGS Mischung-Zeitskala:

$$\frac{1}{\tau_t} = C_d\frac{\mu+\mu_t}{\bar{\rho}\Delta^2},$$

wobei C_d den konstanten Wert 2 annimmt und Δ die lokale Filtergröße ist. Mehr Details zu den Eigenschaften der stochastischen Differentialgleichung finden sich in den Arbeiten von Valiño [5] und Sabel'nikov [6] sowie in den Arbeiten von Jones et al. [7 – 9]. Die gefilterten ersten Momente ergeben sich als arithmetisches Mittel der stochastischen Felder.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3. Thermodynamische Modellierung

Zur Modellierung des thermodynamischen Zustands wird die kubische Peng-Robinson Zustandsgleichung (PR-ZGL) [1] verwendet. Diese liefert gerade in der Nähe des kritischen Punkts vergleichsweise gute Ergebnisse.

$$\mathrm{p} = \frac{R\,T}{v-b} + \frac{a}{v^2 + 2vb - b^2}$$

Sie enthält im Vergleich zum idealen Gasgesetz zwei zusätzliche Parameter. Durch die temperaturabhängige Funktion a werden intermolekulare Wechselwirkungen berücksichtigt, durch den Parameter b das Eigenvolumen der Moleküle:

$$\mathrm{a} = 0{,}457\frac{R^2T_c^2}{p_c}\left(1+\kappa\left(1-\sqrt{\frac{T}{T_c}}\right)\right)^2$$

$$\mathrm{b} = 0{,}0778\frac{RT_c}{p_c}$$

Beide Funktionen sind empirisch und mit den kritischen Größen des beschriebenen Fluids normiert. Die Funktion $\kappa = 0{,}37464 + 1{,}54226\omega - 0{,}26992\omega^2$ berücksichtigt zusätzlich die Abweichung der Molekülform von der einer perfekten Kugel. ω ist der azentrische Faktor. Gemäß dem erweiterten Korrespondezprinzip wird der Zustand in einem Gemisch mehrerer Stoffe durch geeignete Mischungsregeln für die beiden Parameter a und b berechnet. Für die vorliegende Arbeit wurde die Formulierung nach Harstad und Bellan [11] verwendet.

Die PR-ZGL beschreibt das Verhalten eines Fluids über einen großen Temperatur- und Druckbereich hinreichend genau. Bei Drücken oberhalb und Temperaturen unterhalb des zugehörigen kritischen Werts, können jedoch deutliche Modellierungsungenauigkeiten auftreten [12]. Aus diesem Grund wird hier die Volumenkorrektur von Abudour et al. [2] verwendet, welche den thermodynamischen Zustand korrigiert und mit der gerade in dem für Raketenbrennkammern relevanten Bereich eine sehr genaue Modellierung des thermischen Zustands möglich ist.

Neben der thermischen Zustandsgleichung wird zur Schließung der Erhaltungsgleichungen eine kalorische Zustandsgleichung benötigt, um die Transportgröße Enthalpie mit den primitiven Zustandsgrößen zu verknüpfen. Die Gesamtenthalpie kann dabei als Summe aus der Referenzenthalpie h^0 bei Standarddruck und des druckabhängigen Realanteils Δh^R betrachtet werden.

$$\mathrm{h}(p,T) = h^0(T) + \Delta h^R(p,T)$$

h^0 wird mit Hilfe der 9-koeffizientigen NASA-Polynome [13] bestimmt. Δh^R kann, wie beispielsweise bei Elliott und Lira [14] beschrieben, unter Verwendung der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

thermodynamischen Fundamentalgleichung bestimmt werden. Die anderen kalorischen Größen werden analog berechnet.
Weiterhin wird ein Modell für die Viskosität und die thermische Leitfähigkeit benötigt, welches in der Lage ist, das stark nichtlineare Verhalten beider Größen bei den vorliegenden Einspritzbedingungen wiederzugeben. Hierzu wird die empirische Korrelation von Chung et al. [15] verwendet.

4. Testfall und numerisches Setup

Den im Folgenden vorgestellten Simulationen liegt die Messreihe von Singla et al. [10] zugrunde, die am Mascotte-Prüfstand der ONERA durchgeführt wurde. Der ursprünglich zur Untersuchung der LOx/GH_2 - Verbrennung konzipierte Aufbau wurde von Singla et al. [10] erweitert (V04), um Methan als Treibstoff verwenden zu können. Im Experiment werden, bezogen auf den Sauerstoff, sowohl über- als auch unterkritische Kammerdrücke untersucht. Die Temperatur des koaxial eingespritzten Methans wird so variiert, dass sowohl rein überkritische als auch transkritische Einspritzbedingungen vorliegen. Die Brennkammer ist quadratisch, 400 mm lang und hat eine Kantenlänge von 50 mm. Ein 75 mm langes verschiebbares Fenster in der Kammerwand ermöglicht die Messung der spontanen OH*- und CH*-Strahlung.
Für den Vergleich mit der Simulation wird der Betriebspunkt G2 ausgewählt, für den die experimentellen Randbedingungen in Tabelle 1 zusammengefasst sind. Der Kammerdruck $p_k = 5{,}61$ MPa liegt bei dieser Konfiguration über dem kritischen Druck der beiden eingespritzten Stoffe ($p_{c,O2} = 5{,}04$ MPa und $p_{c,CH4} = 4{,}6$ MPa). Die Einspritztemperatur von Sauerstoff liegt unterhalb der Pseudo-Siedetemperatur ($T_{in,O2} < T_{pb,O2} = 157{,}4$ K), die von Methan liegt darüber ($T_{in,CH4} > T_{pb,CH4} = 197{,}2$ K). Folglich besteht ein großer Dichteunterschied zwischen Oxidator und Treibstoff. Die Einspritzbedingungen sind denen in einer regenerativ gekühlten Brennkammer nachempfunden, bei der der kryogene Sauerstoff der Brennkammer direkt zugeführt wird, wohingegen Methan zunächst zur Kühlung der Brennkammerwand verwendet und anschließend warm eingespritzt wird.
Tabelle 1:Einspritzbedingungen für die Mascotte-Flamme G2 nach Singla et al. [10].

	$\dot{m}_{in}$ [kg/s]	T_{in} [K]	ρ_{in} [kg/m^3]
LOx	44,4	85	1177
CH_4	143,1	288	42

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

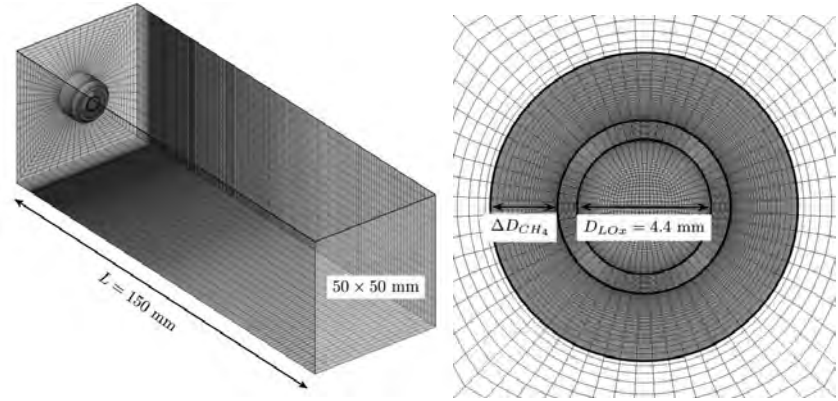


Bild 1:Skizze des Rechengitters.

Das Rechengebiet wird strukturiert vernetzt. Im inneren Bereich wird ein O-Gitter verwendet, um den runden Injektor aufzulösen. Zur Wand hin geht die Gittertopologie kontinuierlich auf den quadratischen Querschnitt der Kammer über. Um den Rechenaufwand zu reduzieren, wird das Rechengebiet im Vergleich zum Experiment verkürzt. Die Länge L = 150 mm ist jedoch so gewählt, dass die Flamme nicht mit dem Ausströmrand interagiert. Es wird angenommen, dass alle Wände adiabat sind. Das Rechengitter ist in Abbildung 1 dargestellt. Die genaue Geometrie des bei Mascotte V04 verwendeten Injektors ist nicht publiziert, weswegen für die hier vorgestellten Simulationen plausible Werte angenommen werden. Diese orientieren sich an den Maßen des Injektors, der in den Vorgängerversionen des Mascotte-Prüfstands (V01 - V03) verwendet wurde. Der Innendurchmesser wird mit $D_{LOx} = 4{,}4$ mm angenommen. Die Breite des Posts zwischen LOx- und CH_4-Einlass wird mit $\Delta D_p = 0{,}6$ mm, die des CH_4-Ringspalts mit $\Delta D_{CH4} = 2{,}2$ mm abgeschätzt. Des Weiteren wird davon ausgegangen, dass der Injektor $8{,}6$ mm in die Kammer ragt. Das Rechengitter besteht aus $2 \cdot 10^6$ Gitterzellen. Der Injektor-Post ist mit 24 Zellen aufgelöst.

Die turbulenten Einströmrandbedingungen werden mit einer separaten, inkompressiblen LES generiert. Dabei wird ein Rohrsegment mit zyklischen Randbedingungen betrachtet. Die Geschwindigkeitsprofile werden aus dieser LES extrahiert, in einer Datenbank zwischengespeichert und später räumlich und zeitlich auf das Rechengitter für die Flammensimulation interpoliert.

Für die Simulationen wird ein druckbasiertes Lösungsverfahren (PISO) verwendet. Der Zeitschritt wird dabei so gewählt, dass die CFL-Zahl den Wert 0,2 nicht übersteigt. Zur

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

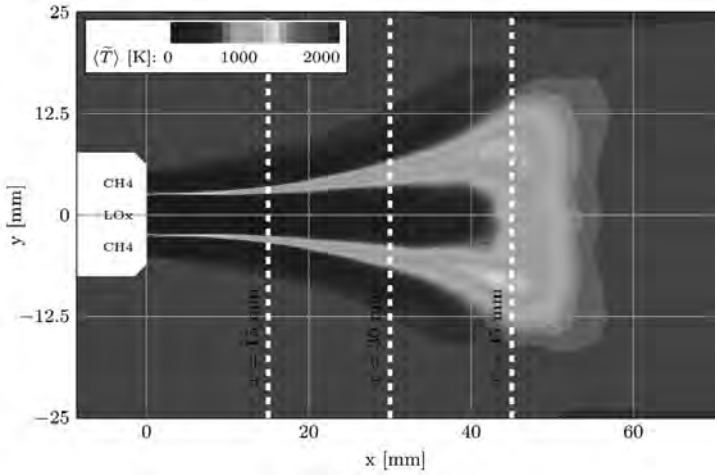


Bild 2: Gemittelte Temperatur in einer Ebene bei $z = 0$ mm.

räumlichen Diskretisierung wird ein zentrales Differenzenverfahren verwendet, unphysikalische Fluktuationen werden mit einem van Leer TVD-Verfahren verhindert. Für die zeitliche Diskretisierung wird ein implizites Euler-Verfahren verwendet.

Sowohl in der inkompressiblen Rohrströmungs-LES, mit Hilfe derer die turbulenten Einströmrandbedingungen generiert werden, als auch in der LES der Mascotte-Flamme, wird das Wirbelviskositätsmodell von Vreman [16] verwendet. Weiterhin wird die Gültigkeit von Fouriers und Ficks Wärme- bzw. Stofftransportgesetz vorausgesetzt und die laminare bzw. die turbulente Schmidtzahl ist mit einem konstanten Wert von 0,7 bzw. 1 angenommen. Zur Berechnung des Reaktionsquellterms wird der reduzierte Reaktionsmechanismus von Frassoldati et al. [17] verwendet. Dieser basiert auf dem Mechanismus von Jones und Lindstedt [18] und umfasst 9 Spezies sowie 6 Reaktionen. Zur Integration der Reaktionskinetik wird ein implizites Eulerverfahren verwendet.

5. Ergebnisse

Abbildung 2 zeigt das gemittelte Temperaturfeld in einer senkrecht zum Injektor stehenden Schnittebene. Hierfür werden die gefilterten Strömungsgrößen zeitlich gemittelt. Die eitspanne für die Mittelung beträgt $\Delta T = 0{,}1\ \mathrm{s} \approx 57\ U_{LOx}/D_{LOx}$. Unmittelbar am Injektor bildet sich eine dünne Diffusionsflamme aus, die den dichten Oxidatorkern umschließt. Weiter stromab weitet sich die Flamme in radiale Richtung. Am Ende des Kerns aus kaltem Sauerstoff bei ca. $x = 40$ mm ist eine starke radiale Expansion zu beobachten, auf die ein

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

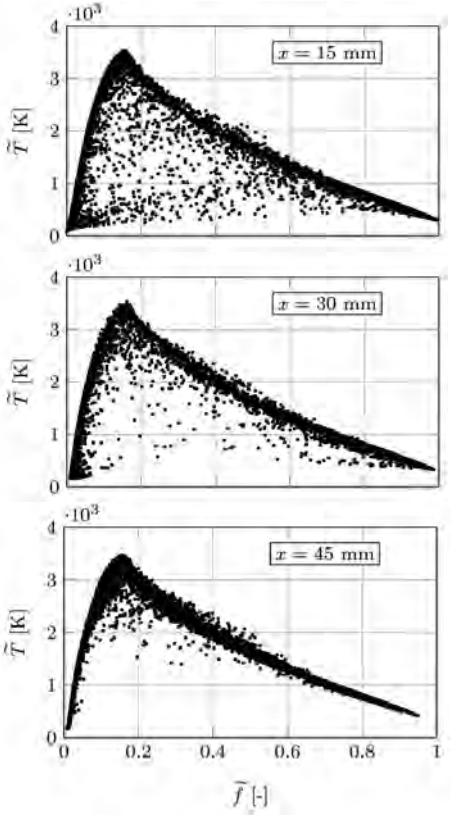


Bild 3: Zustandsdiagramm für die in der LES berechneten Temperaturen im Mischungsbruchraum. Gezeigt sind die Ergebnisse an den drei axialen Positionen $x = 15\ mm, 30\ mm\ und\ 45\ mm$.

abruptes Ende der Flamme folgt. Die maximale gemittelte Temperatur liegt in diesem Bereich aufgrund der turbulenten Fluktuation deutlich unterhalb der adiabaten Flammentemperatur ($T_{ad} \approx 3650$ K). Stromab der Position $x = 55$ mm ist der Oxidator verbraucht und die Verbrennung abgeschlossen.

Die charakteristische Flammenform ist das Ergebnis der Wechselwirkung zwischen der Flamme und der Brennkammerwand. Aufgrund der starken Expansion des kalt eingespritzten Treibstoffs in der Flamme beschleunigt das Abgas und breitet sich in radialer

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

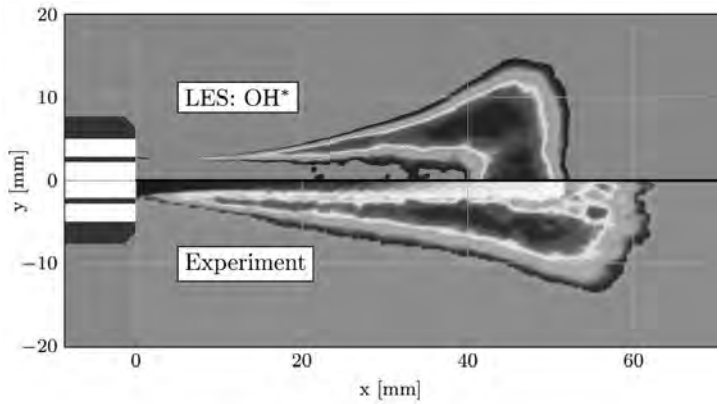


Bild 4: Vergleich zwischen der gemessenen und der normierten OH*-Strahlung aus der LES. Die Messdaten im jeweils unteren Teil der Abbildungen entstammen der Arbeit von Singla et al. [10].

Richtung aus. Bei etwa $x = 50$ mm trifft das schnelle Fluid auf die Wand und wird umgelenkt. Ein Teil des Abgases strömt zurück in Richtung des Injektors und bildet das für Brennkammern typische Rezirkulationsgebiet zwischen Injektor und Brennkammerwand. Beim Mascotte-Testfall bildet sich darüber hinaus ein zweites Rezirkulationsgebiet stromab der Flamme. Warmes Abgas strömt hier der Flamme entgegen, was letztlich zur oben beschriebenen pilzartigen Form der Flamme führt.

Eine weitere Möglichkeit die Struktur der Flamme zu untersuchen bietet die Analyse der Ergebnisse im Zustandsraum. Hierzu sind in Abbildung 3 die in der LES berechneten gefilterten Temperaturen über den zugehörigen Mischungsbruch aufgetragen. Die Daten entstammen injektorparallelen Schnittebenen bei x = 15 mm, 30 mm und 45 mm (siehe Abb. 2) und wurden aus 5 statistisch unabhängigen Strömungsrealisierungen extrahiert. Der Mischungsbruch wird anhand des gefilterten Methan- und Sauerstoff-Massenbruchs berechnet:

$$\tilde{f} = \frac{s \cdot \tilde{Y}_{CH4} - \tilde{Y}_{O2} + Y_{O2}^{in}}{s \cdot Y_{CH4}^{in} + Y_{O2}^{in}}$$

Das stöchiometrische Massenverhältnis ist bei der Verbrennung reinen Methans und reinen Sauerstoffs $s = 4$. Der Massenbruch am Oxidator- und am Treibstoff-Einlass ist jeweils eins. Im vorderen Bereich der Flamme bei $x = 15$ mm sind deutliche Nichtgleichgewichtseffekte zu beobachten. Auch in der Nähe des stöchiometrischen Mischungsbruch stellen sich Zustände ein, in denen die Flamme lokal verlöscht und die Temperatur sehr niedrig ist. Dieser Effekt

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

nimmt mit größer werdendem Abstand vom Injektor ab. An der Position $x = 45$ mm tritt kaum noch Verlöschen auf und die Zustände liegen nah bei der Gleichgewichtslösung.

In den Experimenten von Singla et al. [10] wurde die spontane OH*-Strahlung gemessen, welche hier zum Vergleich mit den LES-Ergebnissen herangezogen wird. Die Chemolumineszenz ist jedoch eine Größe, die in der Simulation nicht ohne weitere Modellierung zugänglich ist. Oft wird daher zum Vergleich der in der CFD berechnete OH-Massenbruch oder, sollte dieser bei Verwendung globaler Reaktionsmechanismen nicht verfügbar sein, die Wärmefreisetzung verwendet. Dass die OH*-Strahlung allerdings unter Umständen einen anderen Eindruck von der Flammenform vermitteln kann als der OH-Massenbruch oder die Wärmefreisetzung, zeigen Fiala und Sattelmayer [19]. Unter der Annahme, dass in Raketenbrennkammern aufgrund der hohen Temperaturen in der Flamme nur die thermische Anregung für die OH*-Strahlung relevant ist, schlagen sie ein algebraisches Modell zur Berechnung der Chemolumineszenz vor, dass hier zum Vergleich der LES-Ergebnisse mit den Messdaten verwendet wird.

In Abbildung 4 werden die verfügbaren experimentellen Messdaten mit den LES-Ergebnissen verglichen. Der untere Teil der Darstellungen zeigt die OH*-Strahlung aus den Experimenten von Singla et al. [10]. Hierbei wurde eine Abel-Transformation auf das entlang der Sichtlinie integrierte Messsignal angewendet, um die gezeigten gemittelten Daten in der Schnittebene zu erhalten. In der LES wurden die gezeigten Daten direkt auf der dargestellten Schnittebene gemittelt. Weiterhin wurde der von den Experimentatoren für die Darstellung der Messergebnisse gewählte Wertebereich nicht veröffentlicht, weswegen hier zum Vergleich ein Wertebereich angenommen wird. Die in der LES berechnete OH*-Strahlung ist mit dem Maximalwert im Strömungsfeld normiert. Die normierten Werte sind im Bereich von 0.15 bis 0.8 farbig, die unterhalb von 0.15 grau dargestellt.

Die experimentell gemessene Flammenform weist die zuvor beschriebenen charakteristischen Eigenschaften auf. Im vorderen Bereich zwischen $0\,\mathrm{mm} < x < 40\,\mathrm{mm}$ ist der Öffnungswinkel nahezu konstant und die Flamme breitet sich langsam in radialer Richtung aus. Bei $x = 45$ mm ist eine stärkere Expansion zu beobachten, auf die ein abruptes Ende der Verbrennung folgt. Stromab von $x = 60\,\mathrm{mm}$ wird im Experiment keine OH*-Strahlung detektiert, was anzeigt, dass ab dieser Position keine Reaktionen mehr stattfinden und der Oxidator vollständig verbrannt ist.

Diese charakteristischen Eigenschaften, insbesondere die Expansion im hinteren Teil der Flamme und das anschließende abrupte Ende der Reaktionen, werden in den LES-Ergebnissen qualitativ gut wiedergegeben. Quantitativ sind jedoch Abweichungen zu

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

beobachten. So ist die Flamme in der LES kürzer als im Experiment und die Expansion im hinteren Bereich stärker ausgeprägt.

6. Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde die Eulerian stochastic fields Methode zur Charakterisierung der subgrid-scale Fluktuationen in Large Eddy Simulationen turbulenter, nicht-vorgemischter Verbrennung vorgestellt, implementiert und validiert. Mit Hilfe der Eulerian stochastic fields Methode kann die gemeinsame Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion der im Strömungsfeld transportierten Skalarfelder über eine feste Anzahl stochastischer Felder in rein Eulerscher Betrachtungsweise beschrieben werden. Zur Simulation der Verbrennung in Raketenbrennkammern, wurde die Methode in den quelloffenen, druckbasierten Strömungslöser OpenFOAM implementiert und mit einer thermodynamischen Modellierung auf Basis der kubischen Peng-Robinson Zustandsgleichung gekoppelt. Zur Validierung der Implementierung wurden Large Eddy Simulationen einer LOx/GCH_4 Flamme bei für Raketenbrennkammern typischen Einspritzbedingungen durchgeführt. Die LES-Ergebnisse wurden analysiert und die gemittelte OH*-Strahlung mit den experimentell verfügbaren Daten vergleichen. Die Ergebnisse zeigen, dass die charakteristische Flammenform, welche im Experiment beobachtet wurde, qualitativ gut wiedergegeben wird. Quantitativ treten Unterschiede hinsichtlich der berechneten Flammenlänge und der radialen Expansion auf.

Literatur:

[1] Peng, D.-Y. & Robinson, D. B.: A new two-constant equation of state. Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals 15(1), (1976), S. 59–64.

[2] Abudour, A. M., Mohammad, S. A., Robinson, R. L. & Gasem, K. A. M.: Volume-translated Peng-Robinson equation of state for saturated and single-phase liquid densities. Fluid Phase Equilibria 335, (2012), S. 74–87.

[3] Pitsch, H.: Large-eddy simulation of turbulent combustion. Annual Review Fluid Mechanics 38, (2006), S. 453-482.

[4] Janicka, J. & Sadiki, A.: Large eddy simulation of turbulent combustion systems. Proceedings of the Combustion Institute 30(1), (2005), S. 537-547.

[5] Valiño, L.: A field Monte Carlo formulation for calculating the probability density function of a single scalar in a turbulent flow. Flow, turbulence and combustion 60(2), (1998), S. 157-172.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[6] Sabel'nikov, V. & Soulard, O.: Rapidly decorrelating velocity-field model as a tool for solving one-point Fokker-Planck equations for probability density functions of turbulent reactive scalars. Physical Review E *72*(1), (2005), 016301.

[7] Jones, W. P. & Prasad, V. N.: Large Eddy Simulation of the Sandia Flame Series (D–F) using the Eulerian stochastic field method. Combustion and Flame 157(9), (2010), S. 1621-1636.

[8] Jones, W. P. & Navarro-Martinez, S.: Numerical study of n-heptane auto-ignition using LES-PDF methods. Flow, turbulence and combustion 83(3), (2009), S. 407-423.

[9] Jones, W. P., Marquis, A. J. & Prasad, V. N.: LES of a turbulent premixed swirl burner using the Eulerian stochastic field method. Combustion and Flame 159(10), (2012), S. 3079-3095.

[10] Singla, G., Scouflaire, P., Rolon, C. & Candel, S.: Transcritical oxygen/ transcritical or supercritical methane combustion. Proceedings of the Combustion Institute 30, (2005), S. 2921–2928.

[11] Harstad, K. G., Miller, R. S. & Bellan, J.: Efficient high-pressure state equations. AIChE Journal 43(6), (1997), S. 1605–1610.

[12] Matheis, J., Müller, H., Lenz, C., Pfitzner, M. & Hickel, S.: Volume translation methods for real-gas computational fluid dynamics simulations. Journal of Supercritical Fluids 107, (2016), S. 422–432.

[13] Goos, E., Burcat, A. & Ruscic, B.: Extended third millennium ideal gas and condensed phase thermochemical database for combustion with updates from active thermochemical tables. http://burcat.technion.ac.il/dir. Version: 2009.

[14] Elliott, J. R. & Lira, C. T.: Introductory chemical engineering thermodynamics. Prentice Hill, 2012.

[15] Chung, T.-H., Ajlan, M., Lee, L. L. & Starling, K. E.: Generalized multiparameter correlation for nonpolar and polar fluid transport properties. Industrial & Engineering Chemistry Research 27(4), (1988), S. 671–679.

[16] Vreman, A. W.: An eddy-viscosity subgrid-scale model for turbulent shear flow: Algebraic theory and applications. Physics of Fluids (1994-present) 16(10), (2004). S. 3670-3681.

[17] Frassoldati, A., Cuoci, A., Faravelli, T., Ranzi, E., Candusso, C. & Tolazzi, D.: Simplified kinetic schemes for oxy-fuel combustion. 1st International Conference on Sustainable Fossil Fuels for Future Energy, 2009, S. 6–10.

[18] Jones, W. & Lindstedt, R.: Global reaction schemes for hydrocarbon combustion. Combustion and Flame 73(3), (1988), S. 233–249.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[19] Fiala, T. & Sattelmayer, T.: Assessment of existing and new modeling strategies for the simulation of OH* radiation in high-temperature flames. CEAS Space Journal, (2015), S. 1–12.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Einfluss von erhöhtem Druck auf die Änderung der Flammendynamik durch Streckung in vorgemischten Flammen

Effect of Elevated Pressure on the Flame Response to Stretch of Premixed Flames

T. Zirwes, Dr.-Ing. **F. Zhang**, Dr.-Ing. **J.A. Denev**, Dr.-Ing. **P. Habisreuther**, Prof. Dr.-Ing. **H. Bockhorn**, Prof. Dr.-Ing. **N. Zarzalis**, Karlsruhe Institute of Technology, Engler-Bunte-Institute, Karlsruhe

Kurzfassung

In dieser Arbeit wurden numerische Simulationen von 1D vorgemischten Gegenstromflammen, sphärisch expandierenden Flammen und Jet Flammen durchgeführt, um den Einfluss von erhöhtem Druck auf die Änderung der Flammendynamik durch Streckung zu untersuchen. Die Simulationen wurden für vorgemischte Methan/Luft- und Wasserstoff/Luft-Flammen bei 1 bar und 5 bar durchgeführt. Dabei wurden detaillierte, druckabhängige Reaktionsmechanismen und Transportmodelle verwendet. Die laminare Marksteinzahl Ma, die die Sensitivität der lokalen Flammengeschwindigkeit auf Flammenstreckung ausdrückt, wurde aus den Simulationsergebnissen ausgewertet. In den meisten Flammenkonfigurationen nimmt die Marksteinzahl mit steigendem Druck ab, da die Bilanz zwischen Reaktion und Diffusion in der inneren Flammenstruktur verändert wird. Bei mageren Wasserstoff- und Methanflammen kann sich sogar das Vorzeichen der Marksteinzahl durch Druckerhöhung umkehren. Dieses Verhalten spiegelt experimentelle Ergebnisse wider, bei denen die Flammengeschwindigkeit gestreckter Flammen durch Druckerhöhung steigt, obwohl die ungestreckte laminare Flammengeschwindigkeit mit Druck abnimmt. In dieser Arbeit wird außerdem verdeutlicht, dass die Marksteinzahl eine starke Abhängigkeit von der Wahl des Reaktionsmechanismus, des Transportmodells, des betrachteten Streckungsbereichs, der Flammenkonfiguration und der Definition der Flammendicke, mit der die Marksteinlänge zur Marksteinzahl normalisiert wird, aufweist. Dies führt dazu, dass große Unterschiede in den Marksteinzahlen zwischen verschiedenen Experimentellen Setups und Simulationen beobachtet werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Abstract

In order to investigate the effect of elevated pressure on the flame's response to stretch, numerical simulations have been performed in this work for 1D premixed counter-flow flames, spherically expanding flames and jet flames. The simulations have been conducted for both premixed methane/air and hydrogen/air flames at 1 bar and 5 bar, employing detailed, pressure-dependent reaction kinetics and transport models. The laminar Markstein number Ma, which measures the sensitivity of the local flame speed to stretch, is derived from the simulation results. In almost all of the investigated flames, Ma is found to be decreased with increasing pressure due to the altered internal flame structure or changed balance between diffusion and reaction, respectively. For lean hydrogen/air and methane/air flames, Ma can even change its sign when the pressure is increased. This behaviour corresponds to previous findings from experimental measurements, where the burning velocity of stretched flames is increased with pressure although the unstretched laminar burning velocity decreases with pressure. In addition, Ma is shown to depend strongly on different fundamental parameters like the definition of flame thickness used to normalize the Markstein length to Ma, the reaction mechanism, the transport model, the considered range of stretch as well as the flame configuration. This gives rise to the large deviations of Ma obtained from previous numerical and experimental studies at both atmospheric and increased pressure conditions and for different flame setups.

1. Introduction

In most industrial applications, combustion takes place at elevated pressure in order to achieve higher thermal load and efficiency. Previous studies on the effect of pressure in turbulent premixed flames have been mostly limited to the flame-vortex interactions, where an enhanced wrinkling of the flame surface has been observed for different flame setups at elevated pressure [1-9]. It has also been shown [1] that the turbulent flame speed of lean spherically expanding propane and hydrogen flames increases with pressure at constant turbulence intensity, although the laminar flame speed decreases with pressure. The same was found experimentally for lean methane flames in a Bunsen burner type setup [4,5,8]. Other experiments [1] have shown that the Markstein number Ma can decrease considerably with pressure for different fuel/air mixtures. However, the Lewis number, which is commonly used to characterize the thermo-diffusive properties of a flame or the effect of Ma, is insensitive to pressure variations. In contrast to the experimental findings, theoretical models based on the laminar flame theory show only a weak dependence of Ma on pressure [10]. Because the internal flame structure cannot be resolved in the experiments due to limitations

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

given by the measurement technique, the mechanism by which Ma is altered at elevated pressure is still not fully understood.

Objective of the present work is therefore to study the effect of elevated pressure on the flame's local dynamics, in particular on the sensitivity of local burning speed to stretch in terms of the Markstein number Ma. For this purpose, numerical simulations employing detailed reaction mechanisms and transport models are performed for premixed methane/air and hydrogen/air flames in the present work. The numerical study is mainly based on the one-dimensional, premixed counter-flow flame configuration, which allows parameter studies in a wide range of operating conditions (equivalence ratio, pressure, reaction mechanism and transport model). Direct numerical simulation of other setups - 1D spherically expanding flames and 2D plane-jet flames - are performed in order to investigate the influence of using different flame configurations on the obtained Markstein numbers.

2. Theoretical Background

2.1 Flame Stretch

Flame stretch K has been identified by Karlovitz [11] as the most important factor that determines flame speed and is a result of the interaction between the fluid flow and the flame's propagation. It is defined as the logarithmic change in flame surface area A [12].

$$K = \frac{\mathrm{d}\log(A)}{\mathrm{d}t} = \frac{1}{A}\frac{\mathrm{d}A}{\mathrm{d}t} \tag{1}$$

This general definition can be recast, so that the stretching due to the fluid flow (K_s) and the influence of curvature (K_c) can be evaluated separately [12]:

$$K = \nabla_t \cdot \vec{u} + s_d \nabla \cdot \vec{n} = K_s + K_c \tag{2}$$

Here, $\vec{u}$ is the fluid velocity, ∇_t the surface gradient operator, s_d the flame's displacement speed, $\vec{n}$ the unit normal vector of the flame surface pointing toward the fresh gases and $\nabla \cdot \vec{n}$ the flame front curvature.

2.2 Markstein Length and Markstein Number

The Markstein length L is defined as the sensitivity of flame speed S to flame stretch K [13]: $L \equiv -\frac{\partial S}{\partial K}$. In the linear Markstein model (discussed in the next section), this derivative has to be taken at $K \to 0$ and is only valid for small K. The Markstein number is the Markstein length normalized with the laminar flame thickness of the unstretched flame δ_{L0} and the Karlovitz number Ka is the normalized flame stretch:

$$Ma \equiv \frac{L}{\delta_{L0}} = \frac{1}{\delta_{L0}}\left(-\frac{\partial S}{\partial K}\right)_{K\to 0}, \qquad Ka = K\frac{\delta_{L0}}{S_{L0}} \tag{3}$$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

S_{L0} is the flame speed of the laminar, unstretched flame. In this work, flame thickness is defined either as the thermal flame thickness $\delta_{L0} = \delta_{th} = (T_{\max} - T_{\min})/(\max(\partial T/\partial n))$ or the diffusive thickness $\delta_{L0} = \delta_{\nu} = \nu/S_{L0}$, where ν is the kinematic viscosity of the unburnt gas [12].

2.3 Choice of Karlovitz Range

In the linear Markstein model, the Markstein number is defined as the rate of change of flame speed to stretch, in a Karlovitz number range where the correlation of flame speed and stretch can be assumed to be linear. Figure 1 shows the correlation of flame speed with stretch for two different flames at 1 bar, using the reaction mechanism by Li et al. [14] and mixture-averaged transport properties [15]. On the left, a lean hydrogen/air flame at $\phi = 0.5$ from the 2D jet-flame is shown and on the right a hydrogen/air flame at $\phi = 0.7$ from the counter-flow setup. A description of the 2D plane-jet flame setup can be found in [16]. As shown in Fig. 1, the assumption of a linear correlation is only valid in a small Kalovitz range. Therefore, all Markstein numbers are evaluated in this work by a linear fit of normalized flame speed over flame stretch between $-0.5 < Ka = K\frac{\delta_{th}}{S_{L0}} < 0.5$.

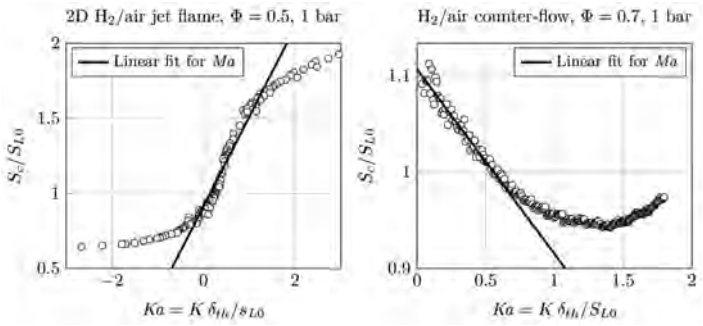


Fig. 1: Normalized flame speed over Karlovitz number for a H_2/air jet-flame at $\phi = 0.5$ (left) and a H_2/air counter-flow flame at $\phi = 0.7$ (right)

2.4 Pressure Dependence of Markstein Numbers from the Literature

Often, the Lewis number $Le \equiv \frac{a}{D}$ is used to qualitatively predict the Markstein number. D is the diffusion coefficient, usually of the deficient species [12], and a is the thermal diffusivity. The Lewis number however does not change with pressure p, because both a and D are proportional to $1/p$ for ideal gases. Clavin derived an expression for the Markstein number from thermal perturbation theory assuming constant transport properties [12]:

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

$$Ma = \frac{L}{\delta_{L0}} \approx \frac{1}{2}\frac{T_u}{T_{ad}^2}\frac{E_a}{\mathcal{R}}(Le-1)\int_0^{\frac{T_{ad}-T_u}{T_u}} \frac{\log(1+x)}{x}\,\mathrm{d}x \qquad (4)$$

T_u is the temperature of the unburnt gas, T_{ad} the adiabatic flame temperature, $\mathcal{R}$ the universal gas constant and E_a the activation energy of a fictitious one-step reaction. The only parameters in this expression, that can have a pressure dependence, are T_{ad} and E_a. The pressure dependence of T_{ad} in the range between 1 bar and 5 bar is negligible (maximum of 2 % difference among all investigated flames). E_a is often assumed to be pressure independent. Therefore, this approximation only has a weak dependence to pressure.

Experimental investigation of the pressure dependence of the Markstein number are usually done by measuring spherically expanding flames in an explosion vessel. In the literature, Markstein numbers are observed which considerably vary with pressure and may even have opposite sign [1,17]. However, many flames become unstable at elevated pressure in the experiment, so that only limited data is available.

3. Numerical Setups

Three different setups are investigated in this work: 1) 1D laminar premixed twin counter-flow flames, 2) 1D laminar spherically expanding flames and 3) 2D laminar plane-jet flame. Setups 1) and 3) are stationary, while setup 2) is unsteady. The setups differ by the dominant physical effect which causes the stretch. In setup 1) stretch is caused purely by tangential straining, in setup 2) by the curvature of the flame front and in 3) by both of them. In all setups, the flames are computed at 1 bar and 5 bar with an initial temperature of 300 K. Parameter studies with variations of equivalence ratio ϕ, reaction mechanisms and transport models are carried out mainly for the counter-flow flame setup. The other setups 2) and 3) are used to demonstrate how different flame setups can effect the evaluation of Ma. In this work the reaction mechanism by Li et al. for hydrogen/air and GRI 3.0 [18] for methane/air combustion are used, together with the mixture-averaged transport model [15], if not stated otherwise.

3.1 Premixed Twin-Counter-flow flame

A simple setup for studying stretched flames is given by the 1D counter-flow flames. A detailed description of the 1D counter-flow flame setup can be found in [15]. The open source chemistry library Cantera is used in the current work to solve the governing equations with detailed chemistry and molecular transport, where the flame stretch is defined as the maximum velocity gradient normal to the flame, that is still in the unburnt gases: $K =$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

$-\max\left(\frac{\partial u_z}{\partial z}\right)_{unburnt}$. Flame speed S_c is computed from the consumption speed based on enthalpy [13].

3.2 1D Spherically Expanding Flame

Another idealized flame is the spherically expanding flame. By assuming perfect spherical symmetry, the flame can be considered to be one-dimensional in spherical coordinates. The spherically expanding flame is computed with the open source toolkit OpenFOAM, where the compressible Navier-Stokes equations are solved. The OpenFOAM code is coupled with Cantera in order to incorporate detailed reaction mechanisms and detailed molecular fluxes. The computational domain is a sphere with a radius of 8 cm and an equidistant spatial discretization of 10 µm. Flame stretch simplifies for this setup to $K = \frac{2}{r}\frac{\mathrm{d}r}{\mathrm{d}t}$.

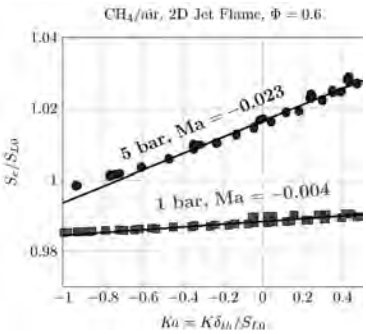
3.3 2D Plane-Jet Flame

DNS of steady-state, laminar 2D plane-jet flames are conducted in a computational domain, which is composed of an inlet with a parabolic velocity profile and symmetry plane at the sides. The flames stabilize above the inlet and experience flame stretch due to curvature effects and tangential velocity gradients. Additionally, both negative and positive stretch rates are included, whereas the spherically expanding flame and the counter-flow flame are only positively stretched. In total, the domain has a size of 1 cm x 2 cm with a spatial resolution of 10 µm. Interested readers are referred to [16] for a detailed description of the setup.

4 Results

4.1 Pressure dependence of Ma

Figure 2 shows the normalized flame consumption speed over the Karlovitz number for the 2D jet flame setup for a methane/air flame at 1 bar and 5 bar.



https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Fig. 2: Normalized flame speed over Karlovitz number for a lean methane/air jet flame at 1 bar and 5 bar

For this flame, the Markstein number at 5 bar becomes much more negative. In order to investigate this further, simulations of counter-flow flames have been conducted that allow to investigate a wide range of parameters. Figure 3 shows the Markstein length and the Markstein number normalized with the thermal thickness δ_{th} over equivalence ratio for hydrogen and methane flames at 1 bar and 5 bar. Multicomponent transport properties are used in both cases. The Markstein length decreases with pressure in all cases. For the hydrogen flame, the Markstein number is approximately unaffected by stretch in the fuel rich range $1.5 < \phi < 3$. In the lean range, pressure has a stronger influence on Ma, where Ma even has opposite sign at $\phi \approx 0.7$. For the methane flame, Markstein numbers are decreased at higher pressures with a change from positive to negative values at $\phi \approx 0.6$.

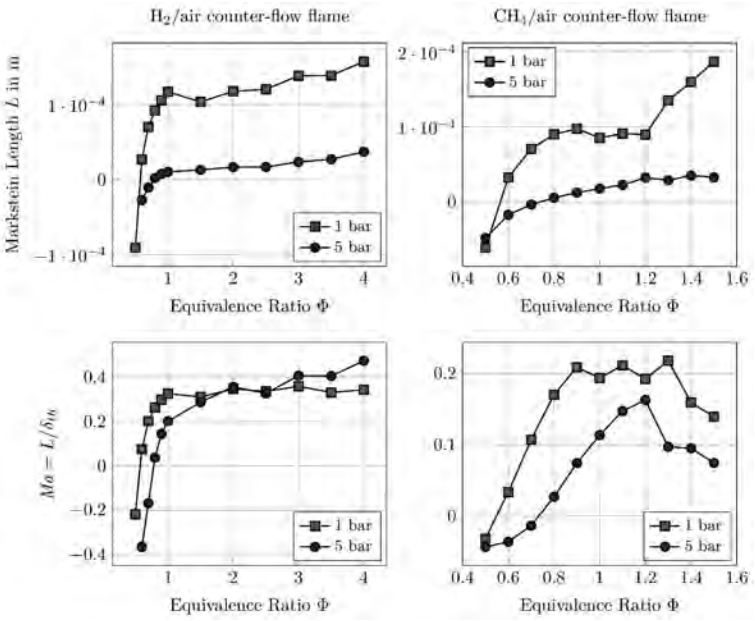


Fig. 3: Markstein length (top) and Markstein number (bottom) over equivalence ratio for hydrogen/air (left) and methane/air flames (right) at 1 bar and 5 bar.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4.2 Influence of Using Different Definitions of Flame Thickness for Ma

Using the diffusive flame thickness δ_v instead of the thermal flame thickness δ_{th} in the definition (see Sec. 2.2) of Ma simply scales Ma for the methane flames differently (Fig. 4). For the hydrogen flames however, Markstein numbers based on δ_v show a much stronger pressure dependence. This implies, that the normalization of Ma with different definitions of the flame thickness not only results in different Ma values, but can also change the dependency of Ma to pressure. In the following sections, only Ma based on δ_{th} are considered.

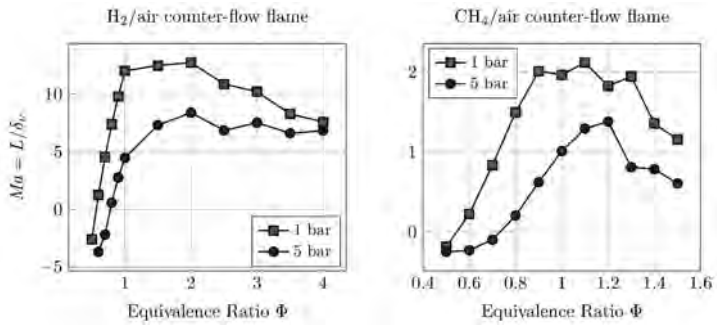


Fig. 4: Markstein numbers computed with the diffusive thickness δ_v over equivalence ratio for hydrogen/air flames (left) and methane air flames (right) at 1 bar and 5 bar

Figures 3 and 4 show that in general Markstein numbers depend on pressure. Figure 5 illustrates how the internal structure of the flame is affected at elevated pressure. Depicted on the left is the temperature profile of an unstretched, hydrogen/air flame at $\phi = 0.7$. It can be seen that the flame thickness decreases when pressure increases. This also leads to a non-equally modified heat and mass fluxes within the flame front, so that the balance between chemical reaction and diffusive fluxes within the flame is altered

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

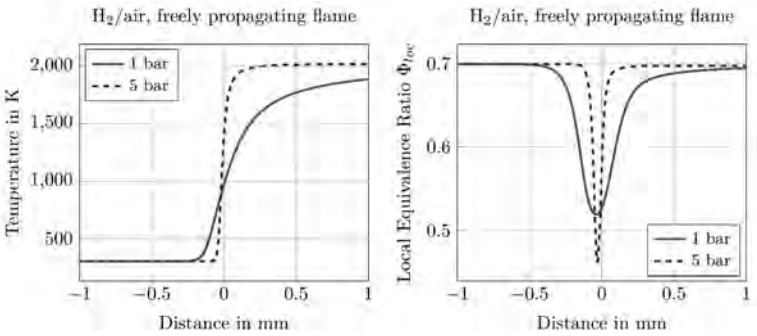


Fig. 5: Left: Temperature profile of an unstretched, freely propagating hydrogen/air flame at $\phi = 0.7$. Right: Local equivalence ratio through the flame front of the same flame

For instance, Fig. 5 on the right shows that the equivalence ratio locally within the flame front is shifted towards leaner conditions at higher pressures, which has been observed for all investigated flames. A quantification of these phenomena is however not easy due to the mutual interaction between the chemical and diffusive processes which all effect Ma.

4.3 Influence of Using Different Transport Models

Figure 6 shows Ma at 5 bar from hydrogen and methane counter-flow flames, comparing the results from the mixture-averaged transport model with the multicomponent transport model including the Soret effect. The choice of transport model affects Ma only marginally in the fuel-lean range, but it can lead to large discrepancies in the fuel-rich range, for example for hydrogen flames at $\phi \approx 4$. For the CH_4 flames, the largest deviations are at $\phi \approx 1.2$.

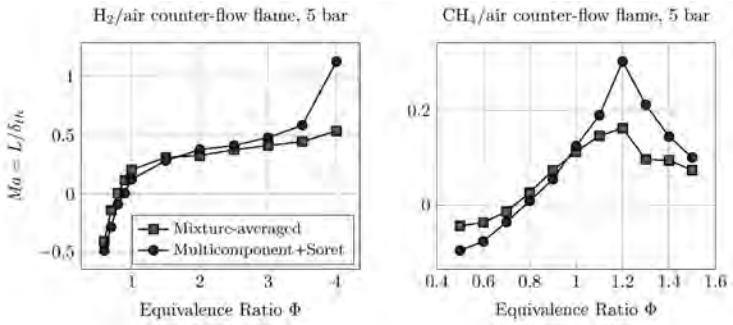


Fig. 6: Markstein number derived from 1D premixed twin flame calculations of hydrogen (left) and methane flames (right) at 5 bar

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4.4 Influence of Using Different Reaction Mechanisms

The influence of different reaction mechanisms is investigated next. A sensitivity analysis for $\partial\left(\frac{Ma(1\text{ bar})}{Ma(5\text{ bar})}\right)/\partial k_r$ for the same hydrogen flame as in Fig. 5 has been conducted, where the rate constant k_r were increased by 2 % for each reaction *r* one after another. The three-body falloff reaction $H+O_2+M \leftrightarrow HO_2+M$ has the strongest influence of the Markstein pressure dependence, with an almost five times higher sensitivity than the next highest reaction. This is not unexpected since three-body falloff reactions have by definition a high pressure dependence.

However, if instead of the reaction mechanism by Li et al. the one by Maas et al. [19] is used, the resulting Ma still depend on pressure similarly to the results with the Li mechanism, although the Maas mechanism has no falloff reactions at all. Therefore, falloff reactions play an important role but cannot be identified as the main source for the Ma pressure dependence.

Another interesting case is comparing the Markstein numbers obtained with the mechanism by Maas et al. to the one by Miller et al. [20]. Both mechanisms include the same chemical species with the exact same thermo-physical and molecular transport properties, but different chemical reactions. This results in very different Ma, especially in the lean range, where the mechanism by Miller et al. predicts mostly positive Ma and the mechanism by Mass negative ones (see Fig. 7 on the left). This indicates that the chemical kinetics play a more important role for Ma than the effect of diffusive fluxes.

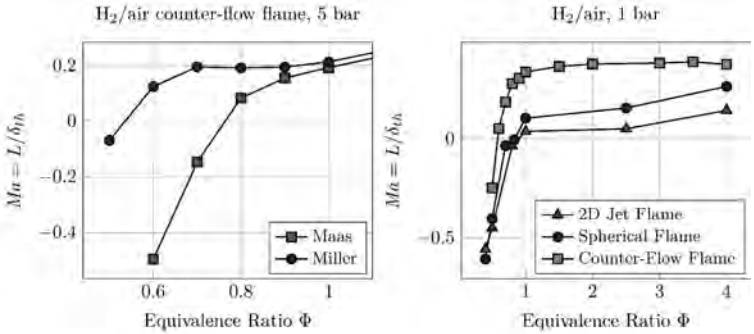


Fig. 7: **Left**: Comparison of hydrogen/air flames at $\phi = 0.7$ and 5 bar computed with the reaction mechanisms by Maas et al. and Miller et al. **Right**: Markstein numbers of hydrogen flames at 1 bar obtained from the three different flame configurations

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4.5 Comparison of Different Flame Setups

Lastly, the Markstein numbers are also affected by the choice of flame setup. Figure 7 on the right shows the Markstein numbers for H_2/air flames at 1 bar for the three different flame configurations shown in Sec. 3.1 to 3.3. This leads to different Ma, because the flames respond differently to stretch caused by flame curvature, aerodynamic straining and both stretching effects at once [13]. The 2D jet flame and the spherically expanding flame have similar Markstein numbers, because both flames are strongly curved and curvature plays the dominant role for local flame speeds for most flames [12]. The counter-flow flame is not curved and has therefore different Markstein numbers compared to the other flame configurations.

5. Summary

This work presents a numerical study on the effect of elevated pressure on the Markstein number Ma. Simulations of 1D premixed counter-flow flames at 1 bar and 5 bar have been performed for methane/air and hydrogen/air flames at different equivalence ratios ranging from fuel-lean to fuel-rich conditions, employing different reaction mechanisms and transport models. It has been shown that Ma generally decreases with increasing pressure, although the Lewis number remains constant. Even the sign of Ma can change from positive to negative with increased pressure. This result corresponds to increased burning velocity at elevated pressures, which have been observed in previous experiments. This is attributed to the altered flame structure at elevated pressure, leading to a modified balance between diffusion and reaction processes. The quantification of this effect is however not trivial due to the many and complex dependencies of the Markstein number on the underlying reaction kinetics and their interaction with all diffusive fluxes. In addition, Ma has been found to be quite sensitive to different fundamental parameters, among them the definition of flame thickness, the reaction mechanism and flame configuration. The presented results explain the large deviations of measured and calculated Ma for both atmospheric and elevated pressures in the literature. Although not shown in this work, similar results have been obtained for premixed propane/air flames. Therefore, these influencing parameters should be considered carefully when using Ma for either theoretical or modelling purposes.

This work was performed on the computational resource ForHLR II funded by the Ministry of Science, Research and the Arts Baden-Württemberg and DFG (“Deutsche Forschungsgemeinschaft”).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[1] Vukadinovic, V, Habisreuther, P, Zarzalis, N, Suntz, R.: Influence of Pressure on Markstein Number Effects in Turbulent Flame Front Propagation. Proc. ASME Turbo Expo (2013) GT2013-94307

[2] Halter, F., Chauveau, C., Djebaili-Chaumeix N., Gökalp, I.: Characterization of the effects of pressure and hydrogen concentration on laminar burning velocities of methane–hydrogen–air mixtures. Proc. Combust. Inst. 30 (2005) 201–208

[3] Fragner, R., Halter, F., Mazellier, N., Chauveau, C., Gökalp, I.: Investigation of pressure effects on the small scale wrinkling of turbulent premixed Bunsen flames. Proc. Combust. Inst. 35 (2015) 1527–1535

[4] Kobayashi, H.: Experimental study of high-pressure turbulent premixed flames, Experimental and Fluid Science 26 (2002) 375-387

[5] Kobayashi, H., Seyamab, K., Hagiwaraa, H., Ogamia, Y.: Burning velocity correlation of methane/air turbulent premixed flames at high pressure and high temperature. Proc. Combust. Inst. 30 (2005) 827 – 834

[6] Kitagawa, T., Nakahara, T., Maruyama, K., Kado, K., Hayakawa, A., Kobayashi, S.: Turbulent burning velocity of hydrogen–air premixed propagating flames at elevated pressures. Internat. J. Hyd. Energy 33 (2008) 5842 – 5849

[7] Bradley, D., Lawes, M., Mansour, M.S.: Explosion bomb measurements of ethanol–air laminar gaseous flame characteristics at pressures up to 1.4 MPa. Combust. Flame 156 (2009) 462–1470

[8] Soika, A., Dinkelacker, F., Leipertz, A.: Pressure influence on the flame front curvature of turbulent premixed flames: comparison between experiment and theory. Combust. Flame 132 (2003) 451–462

[9] Bagdanavicius, A., Bowenb, P.J., Bradley, D., Lawes, M., Mansourd, M.S.: Investigation of pressure effects on the small scale wrinkling of turbulent premixed Bunsen flames. Combust. Flame. 162 (2015) 4158–4166

[10] Peters, N.: Turbulent Combustion. Cambridge Monographs on Mechanics. Cambridge University Press 2000

[11] Karlovitz, B., Denniston, D.W., Knapschaefer, D.H., Wells, F.E.: Studies on turbulent flames: b. turbulence measurement in flames. Symp. Intl. Comb. 4 (1953) 613–620

[12] Poinsot, T.J, Veynante, D.: Theoretical and Numerical Combustion. Philadelphia: R.T. Edwards 2001

[13] Lieuwen, T.C.: Unsteady Combustor Physics. Cambridge University Press 2012

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[14] Li, J., Zhao, Z., Kazakov, A., Dryer, F.L.: An updated comprehensive kinetic model of hydrogen combustion. International Journal of Chemical Kinetics, 36(10) (2004) 566–575

[15] Kee, R.J, Coltrin, M.E, Glarborg, P.: Chemically Reacting Flow: Theory and Practice. Hoboken: Wiley 2005.

[16] Zhang, F., Zirwes, T., Habisreuther, P., Bockhorn, H.: Effect of unsteady stretching on the flame local dynamics. Combust. Flame, 175 (2017) 170-179.

[17] Bradley, D., Lawes, M., Mansour, M.S.: Explosion bomb measurements of ethanol–air laminar gaseous flame characteristics at pressures up to 1.4 MPa. Combust. Flame, 156(7) (2009) 1462-1470

[18] Smith, G.P., Golden, D.M., Frenklach, M., Moriarty N.W., et al.: GRI 3.0 mechanism

[19] Maas, U., Pope, S. B.: Simplifying chemical kinetics: intrinsic low-dimensional manifolds in composition space. Combust. Flame, 88(3) (1992) 239-264

[20] Miller, J. A., Mitchell, R. E., Smooke, M. D., Kee, R. J.: Toward a comprehensive chemical kinetic mechanism for the oxidation of acetylene: comparison of model predictions with results from flame and shock tube experiments. Symp. Intl. Comb. 19 (1982) 181-196

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Vorhersage korrosiver Gasatmosphären in der Brennkammer eines Kohlekraftwerks

Maximilian von Bohnstein, **Alexander Stroh**, **Jochen Ströhle**, **Bernd Epple**, Technische Universität Darmstadt, Institute of Energy Systems and Technology, Otto-Berndt-Straße 2, 64287 Darmstadt

Kurzfassung

Hochtemperaturkorrosion ist in einigen Kohlekraftwerken ein ernstes Problem. Gasförmige Schwefel- und Chlorverbindungen sind unter anderem die Hauptverursacher von Hochtemperaturkorrosion an den Brennkammerwänden. Solche korrosive Gase entstehen in reduzierenden Atmosphären, welche gezielt durch Brennstoff- und Luftstufung eingestellt werden, um die Stickoxidemissionen zu minimieren. Um effektive Maßnahmen gegen Korrosion ergreifen zu können ist es notwendig, gefährdete Wandbereiche zu identifizieren, idealerweise bevor Schäden eintreten. Dies kann mit 3D-CFD-Simulationen erfolgen. In dieser Arbeit werden für die Simulationen eine detaillierte Modellierung des Verbrennungsprozesses und insbesondere ein detaillierter Reaktions-mechanismus für die Schwefel- und Chlorchemie eingesetzt. Die Freisetzung von Schwefelspezies wird dabei durch die Reaktionen von schwefelhaltigen Mineralien (FeS_2, $CaSO_4$) bei der Kohleverbrennung beschrieben. Das Model wurde anhand von Experimenten in einem Flugstromreaktor und einer 1 MW_{th} - Brennkammer [1] validiert. Die Freisetzung von Chlor durch Reaktionen chlorhaltiger Mineralien wurden dem Modell hinzugefügt. Dadurch können auch die Konzentrationen chlorhaltiger, korrosiver Gase bestimmt werden. Es wurden CFD-Simulationen der Brennkammer eines 500 MW_{el} Kraftwerks durchgeführt. Das Kraftwerk wird mit Braunkohle befeuert. Die berechneten Konzentrationen korrosiver Gase (H_2S, COS, HCl, NaCl) erlaubt eine Abschätzung des Korrosionsrisikos an den Wänden in der Brennkammer. Die Ergebnisse stimmen mit lokal durchgeführten Messungen in der Nähe eines Brenners überein und decken sich mit den Beobachtungen des Kraftwerk-betreibers. Vor allem in der Nähe der Brenner treten H_2S und COS an den Wänden in Konzentrationen bis zu 1000 ppm auf.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Einleitung

Braunkohle ist in Deutschland und dem Rest der Welt nach wie vor ein wichtiger Primärenergieträger. Die Stromerzeugung aus Braunkohle ist vergleichsweise günstig und daher äußerst wettbewerbsfähig im Vergleich zu anderen fossilen Energieträgern und den erneuerbaren Energien. Die Braunkohlevorkommen weltweit haben eine statische Reichweite von 260 Jahren, wobei die Ressourcen noch deutlich größer eingeschätzt werden [2]. Das alles wird zu einer weiteren Nutzung von Braunkohle zur Stromerzeugung führen.

Für den Betrieb eines Kraftwerks ist es wichtig, die Wartungs- und Reparaturkosten zu reduzieren und unplanmäßige Stillstände zu vermeiden. In diesem Zusammenhang kann Hochtemperaturkorrosion im Feuerraum zu einem Problem werden. Schäden an den Wänden und den Wärmeüberträgern führen zu höheren Kosten und im schlimmsten Fall zu Stillständen, um Schäden zu beheben und Vorkehrungen gegen erneuten Korrosionsbefall zu treffen [3]. Dies kann verhindert werden, wenn gefährdete Bereiche rechtzeitig identifiziert und gezielte Gegenmaßnahmen ergriffen werden können. Solche Maßnahmen können Änderungen der Brennereinstellungen sein oder der Einsatz hochwertiger, beständiger Materialien als Konstruktions- oder Beschichtungswerkstoff. Metallische Schutzschichten können durch thermisches Spritzen oder in Form von Claddings aufgebracht werden.

Schwefel und Chlor sind neben anderen Stoffen zwei der Hauptverursacher von Hochtemperaturkorrosion [4-7]. Schwefel- und chlorhaltige, korrosive Gase entstehen bei der Verbrennung vor allem in reduzierenden Atmosphären. Diese werden gezielt eingestellt, um die NO_x-Emissionen zu verringern. Die durch dieses Vorgehen gefährdeten Bereiche können schnell und einfach mittels CFD-Simulationen identifiziert werden. In diesem Beitrag wird ein CFD-Modell zur Vorhersage korrosiver Gasatmosphären in Brennkammern von Kohlekraftwerken vorgestellt. Es wird eingesetzt, um das Korrosionsrisiko in einem Braunkohlekessel aufzuzeigen. Im Beitrag wird der Kessel und der untersuchte Betriebspunkt vorgestellt, gefolgt von einer knappen Beschreibung des Modells und einer Diskussion der Ergebnisse.

2. Beschreibung des Kessels und des Betriebspunktes

Der Kessel wird mit Braunkohle befeuert und hat eine Grundfläche von 12,6 m x 15,6 m. Die Höhe beträgt 66 m von der Unterseite des Rosts bis zum oberen Ende des Rauchgasschachts. Das gesamte Kraftwerk besteht aus sechs 500 MWel Blöcken mit je zwei Dampfkesseln, wobei jeweils zwei Blöcke eine Einheit bilden. In dieser Arbeit wird einer dieser Kessel untersucht. Die Frischdampfparameter betragen 535°C und 169 bar. Die Kessel sind in einer Zweizugkonstruktion errichtet, wobei in beiden Zügen konvektive Heizflächen angebracht sind (vgl. Abbildung 1). Der Kessel wird mit einer Zweipunktfeuerung betrieben (vgl.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

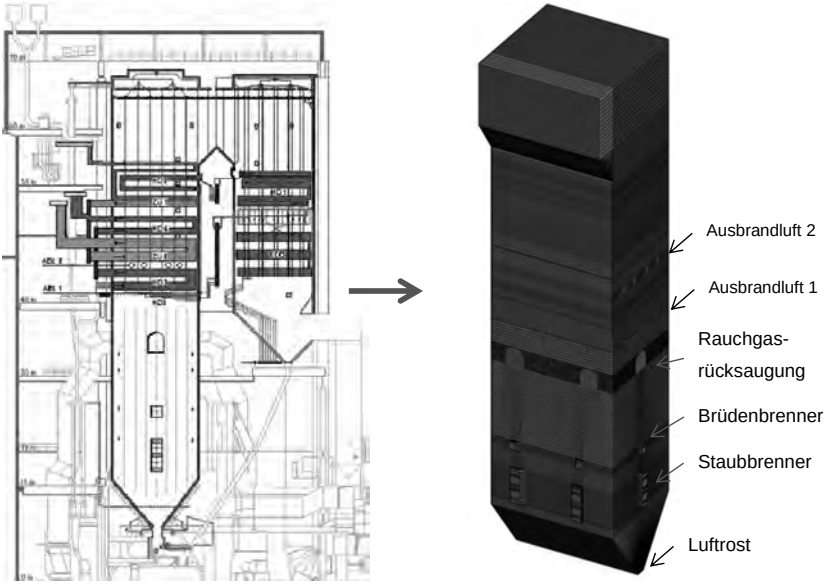


Abbildung 1: Blockskizze und numerisches Gitter des Kessels

Bild 2). Oberhalb der Kohlestaubbrenner sind die Brüdenbrenner angebracht. Über diese werden die Brüden aus den Kohlemühlen in den Kessel eingebracht. Die Brenner sind um 10° bzw. 15° nach unten geneigt, um die Verweilzeit der Gase und Partikel im Kessel zu erhöhen. 28 m oberhalb des Rosts sind die Rauchgasrücksaugeschächte angebracht. Durch diese wird heißes Rauchgas in die Mühlen geleitet, um die Kohle zu trocknen und den Kohlestaub zu den Brennern zu transportieren. Den Kesseln ist eine Luftstufung aufgeprägt, um die Stickoxidemissionen zu reduzieren. Dazu wird ein Teil der insgesamt dem Kessel zugeführten Luft erst in 31,9 m und 38,8 m eingebracht. Dadurch wird in der Hauptverbrennungszone eine Luftzahl von 0,9 eingestellt. Die unterstöchiometrischen Bedingungen führen zu einer geringeren NO_x-Bildung. Weiter oben wird dann die Ausbrandluft zugeführt, um einen möglichst vollständigen Ausbrand des Brennstoffs zu erreichen. Hier herrscht ein Luftüberschuss, sodass insgesamt eine Luftzahl von 1,2 eingestellt wird.

Für die stationäre Simulation wurde ein Volllastpunkt ausgewählt. Mühle Nr. 6 war in diesem Fall außer Betrieb. Der Kohlemassenstrom zum Kessel beträgt 78 kg/s. In Tabelle 1 ist die Zusammensetzung der Kohle angegeben. Im Rohzustand ist der Wasseranteil der Braunkohle sehr hoch und liegt bei über 50 %, nach dem Mahlen und Trocknen in den Mühlen beträgt die Restfeuchte noch ca. 14 %.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 1: Kohleanalyse im Rohzustand und nach dem Mahlen bzw. Trocknen

[Gew.-%]	roh	gemahlen/getrocknet
C	25.0	44.6
H	1.97	3.5
N	0.27	0.48
O	8.5	15.2
S	1.03	1.84
Cl	0.0111	0.0198
Wasser	51.7	14.0
Asche	11.5	20.46

Es ist eine genauere Untersuchung des Schwefels und Chlors in der Kohle nötig, um die Freisetzung von Schwefel- und Chlorverbindungen bei der Verbrennung zu modellieren. Dies liegt daran, dass die verschiedenen Schwefel- und Chlortypen verschiedenen Freisetzungsmechanismen unterliegen. Der Schwefel wird in drei Kategorien unterteilt: Disulfid- (Pyrit-) Schwefel, Sulfat-Schwefel und organischer Schwefel. In dem Reaktionsmodell wird der Disulfid-Schwefel als Pyrit (FeS_2) dargestellt, der Sulfat-Schwefel als Gips ($CaSO_4 \cdot 2H_2O$) und der organisch gebundene Schwefel als elementarer Schwefel. Die Massenanteile sind in Tabelle **2** angegeben. Der Reaktionsmechanismus und die Modellierung sind [1] zu entnehmen. Das Chlor in der Rohkohle wird ebenfalls nach der Bindungsform organisch und inorganisch gebunden unterteilt. Das organisch gebundene Chlor wird als elementares Chlor modelliert und der mineralisch gebundene Anteil als Natriumchlorid (NaCl). Der Anteil von NaCl am gesamten Chlorgehalt von Kohle liegt in der Regel zwischen 70 – 80% [8, 9].

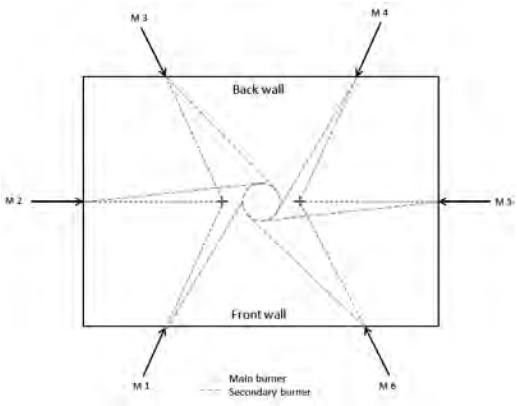


Bild 2: Brennerausrichtung in der Kraftwerksbrennkammer

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Massenanteile der mineralischen Komponenten werden mit dem Programm A2M (Analysis to Mineralogy) [10] berechnet, da keine detaillierte, chemische Analyse der Kohle zur Verfügung steht. Aus einer gegebenen Mischung von Oxiden (der Oxidanalyse der Kohle) und einem Set von Mineralien, wird die ursprüngliche Mineralzusammensetzung der Rohkohle berechnet. Dazu werden alle Extremwerte der Mineraliengehalte berechnet, wodurch der gesamte Lösungsraum des Problems aufgespannt wird. Anschließend wird per Mittelwertbildung die Zusammensetzung der mineralischen Substanz ausgegeben.

Tabelle 2: Massenanteile mineralischer Komponenten in der Rohkohle

[Gew.-%]	gemahlen/getrocknet
Pyrit	0.348
Anhydrit	0.37
Halit	5,36E-03
Metakaolinit	1,563

3. Modellierung

In der Simulation wird nur der erste Zug des Kessels berücksichtigt, da nur die Regionen mit sehr hohen Temperaturen von Interesse sind. Die konvektiven Heizflächen werden als poröse Medien modelliert, um den Strömungswiderstand abzubilden. Das numerische Gitter ist in Abbildung 1 dargestellt. Es besteht aus 1,66 Millionen Zellen. Die Wände werden in drei Bereiche unterteilt, um geeignete Randbedingungen definieren zu können. Es wird ein konvektiver Wärmeübergang von der Wand an das Kühlmedium angenommen. Für jeden Bereich wird eine passende, mittlere Temperatur des Kühlmediums definiert. Der erste Wandbereich beinhaltet den Trichter, der zweite Bereich die Wände des Strahlungsraums und der dritte Bereich die Wände um die konvektiven Wärmeüberträger bis zum Ende der Brennkammer. Auf allen Wänden wird von einer Schlackenschicht mit einer konstanten Dicke ausgegangen. Für den Wärmeübergangskoeffizienten der Schlacke wird ein übliche Wert für Schlacken in Braunkohlefeuerungen verwendet [8].

Das Reaktionsmodell besteht aus drei Teilen, nämlich den heterogenen Reaktionen der Kohleverbrennung, den heterogenen Reaktionen der Mineralumwandlung und einem detaillierten Reaktionsmechanismus für die Reaktionen in der Gasphase. Der Gasphasenreaktionsmechanismus beinhaltet Reaktionen der Kohlenwasserstoffe nach [11], detaillierte Schwefelchemie nach [12], detaillierte Chlorchemie nach [13] und Reaktionen gasförmiger Natriumspezies nach [14]. Die Kohleverbrennung wird mit dem institutseigenem Code „ESTOS“ (Eulerian Simulation Tool for Solid Fuels) modelliert [15-17]. Die Mineralumwandlung wurde dem ESTOS-Modell hinzugefügt, siehe hierzu [1] . Zur Berechnung der Strömung und

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Temperaturverteilung wird die CFD-Software ANSYS Fluent verwendet. Es werden die Reynodls gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen (RANS) gelöst. Zur Modellierung der Turbulenz wird das k–ε-Model eingesetzt. Die Chemie-Turbulenz-Interaktion wird mit dem Eddy-Dissipation-Concept (EDC) berücksichtigt. Das EDC-Modell erlaubt es, umfangreiche Reaktionsmechanismen in die Berechnung turbulenter Strömungen einzubeziehen. Die Wärmeübertragung mittels Strahlung wird mit dem P1-Modell berechnet, wobei die Absorptionskoeffizienten der Partikel und des Gases von ESTOS berechnet werden und mittels einer UDF (user defined function) an Fluent übergeben werden. Die Interaktion zwischen Gas und festen Partikeln wird mit dem Mischungsmodell beschrieben, wobei die Partikel als schwere Gaskomponente behandelt werden. Es werden vier Partikelgrößenklassen der Kokspartikel berücksichtigt, um die reaktive Oberfläche und damit den Abbrand des Kokses zu berechnen. Die Größenklassen sind in Tabelle 3 gegeben. Die Massenanteile beziehen sich auf die gesamte Masse des festen Kohlenstoffs in der Kohle.

Tabelle 3: Partikelgrößenklassen und deren Massenanteile

	Size class 1	Size class 2	Size class 3	Size class 4
Partikel-durchmesser	5 µm	30 µm	70 µm	100 µm
Massen-anteil	0.3	0.25	0.22	0.23

4. Ergebnisse und Diskussion

Erhöhte Konzentrationen von H_2S und COS an den Wänden sind ein eindeutiges Zeichen für ein erhöhtes Korrosionsrisiko in diesen Bereichen [7]. In Abbildung 3 sind die Konzentrationen von H_2S und COS an den vier Seitenwänden auf der Höhe der Brenner dargestellt. Beide Gase treten in der Nähe der Brenner in mehreren Hundert ppm auf. Es wurden Spitzenwerte von über 500 ppm berechnet. Daher ist hier mit Hochtemperaturkorrosion zu rechnen. An einem der Brenner zeigt sich kein H_2S und COS, da dieser Brenner außer Betrieb ist. In den restlichen Wandbereichen finden sich keine nennenswerten H_2S und COS-Konzentrationen. Dies bedeutet jedoch nicht, dass hier keine Korrosion stattfinden kann. Verschlackung und Ablagerungen können ebenfalls zu Hochtemperaturkorrosion führen. Vor allem die Heizflächen sind dadurch gefährdet. Zur Überprüfung der Simulationsergebnisse werden Messungen herangezogen, die 9,5 m oberhalb des Trichters in der Nähe eines Brenners durchgeführt wurden. Es wurden in der Nähe der Wände Gaskonzentrationen ge-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

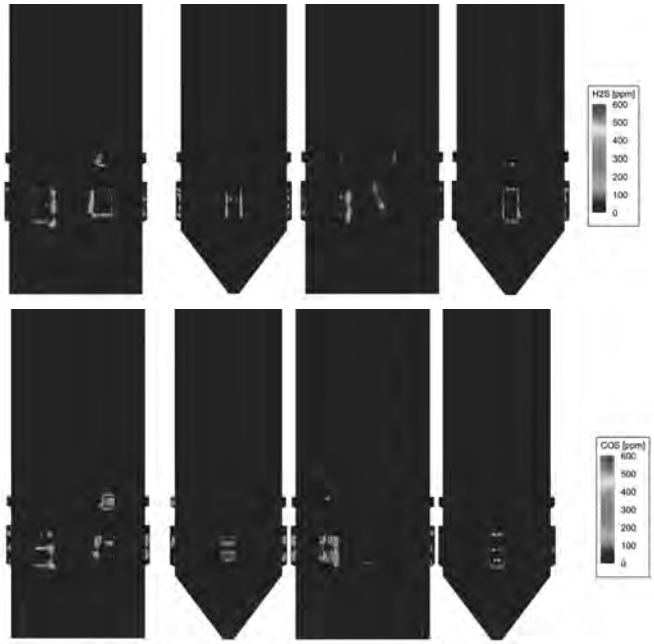


Abbildung 3: Konzentrationen von H_2S und COS an den Seitenwänden

messen. Die Simulationsergebnisse sind den Messwerten in Tabelle 4 gegenübergestellt. Die Messwerte schwanken innerhalb eines großen Bereiches, da die Kohlezusammensetzung und die genauen Betriebsparameter über den Messzeitraum von mehreren Stunden variieren. Die Simulationsergebnisse liegen für alle drei Gase innerhalb der gemessenen Wertebereiche. Daher kann von einer im Mittel korrekten Widergabe der vorherrschenden Gasatmosphären ausgegangen werden. Es wäre denkbar, mit weiteren Simulationen die Spitzenwerte der Konzentrationen abzuschätzen, wenn die Randbedingungen der Simulation entsprechend angepasst werden.

Tabelle 4: Berechnete und gemessene Gaskonzentrationen in der Nähe eines Brenners

	Messung	Simulation
H_2S $[ppm]_{dry}$	473 – 1491	505
COS $[ppm]_{dry}$	60 – 149	90
CO_2 $[Vol\text{-}\%]_{dry}$	14,8 – 19,3	16

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Für eine weitere Kontrolle der Simulationsergebnisse können die gemessene Sauerstoffkonzentration vor dem Luftvorwärmer und die gemessene Schwefeldioxidkonzentration vor der Entschwefelungsanlage herangezogen werden. Sie sind den berechneten Konzentrationen am Austritt des Modells gegenübergestellt. Es kann davon ausgegangen werden, dass im weiteren Rauchgaskanal keine Reaktionen mehr ablaufen und daher die Konzentrationen unverändert bleiben. Die berechneten und gemessenen O_2-Konzentrationen stimmen gut überein. Bei der SO_2-Konzentration zeigt sich eine Abweichung von ca. 200 ppm, die auf die schon erwähnte Schwankungen in der Kohlezusammensetzung und der Betriebsparameter zurückzuführen ist.

Tabelle 5: Berechnete und gemessene O_2 und SO_2-Konzentrationen am Ende des Kessels

	Messung	Simulation
O_2 [Vol-%]$_{dry}$	3.07	2.95
SO_2 [ppm]$_{dry}$	1734	1959

5. Danksagung

Die Arbeiten wurden innerhalb des BMWi-Forschungsvorhaben „Weiterentwicklung einer Online-Korrosionssonde und numerischer Modelle zur Messung bzw. Vorhersage der Hochtemperaturkorrosion an Heizflächen“ im Rahmen von COORETEC ausgeführt und vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie gefördert. Für diese Forschungsarbeit wurden Rechnungen auf dem Lichtenberg-Hochleistungsrechner der Technischen Universität Darmstadt durchgeführt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

6. Literaturangaben

[1] M. von Bohnstein, J. Langen, L. Frigge, A. Stroh, J. Ströhle, B. Epple, Comparison of CFD Simulations with Measurements of Gaseous Sulfur Species Concentrations in a Pulverized Coal Fired 1 MWth Furnace, Energy & Fuels 30 (2016) 9836-9849.

[2] Stromerzeugung - Zahlen und Fakten, VGB Powertech, Essen, 2015.

[3] R. Viswanathan, Damage Mechanism and Life Assessment of High-Temperature Components, ASM International, Ohio, 1989.

[4] D.J. Young, High temperature oxidation and corrosion of metals, Elsevier, Amsterdam, 2008.

[5] M.A. Uusitalo, P.M.J. Vuoristo, T.A. Mäntylä, High temperature corrosion of coatings and boiler steels in oxidizing chlorine-containing atmosphere, Mater. Sci. Eng., A 346 (2003) 168-177.

[6] H.-S. Shim, J.R. Valentine, K. Davis, S.-I. Seo, T.-H. Kim, Development of fireside waterwall corrosion correlations using pilot-scale test furnace, Fuel 87 (2008) 3353-3361.

[7] D. Ghosh, S.K. Mitra, High Temperature Corrosion Problem of Boiler Components in persent of Sulfur and Alkali based Fuels, High Temp. Mater. Proc. 30 (2011) 81-85.

[8] S. Akbar, Numerical Simulation of Deposit Formation in Coal-Fired Utility Boilers with Biomass Co-Combustion, Universität Stuttgart, Göttingen, 2011.

[9] S.I. Magda, Modelling of Transformation and Deposition of Alkaline Compounds under Combustion Conditions, Dissertation, TU Braunschweig, (2012).

[10] M. Posch, D. Kurz, A2M - A program to compute all possible mineral modes from geochemical analyses, Computers \& Geosciences 33 (2007) 563-572.

[11] D.M.G. Gregory P. Smith, Michael Frenklach, Nigel W. Moriarty, Boris Eiteneer, Mikhail Goldenberg, C. Thomas Bowman, Ronald K. Hanson, Soonho Song, William C. Gardiner, Jr., Vitali V. Lissianski, and Zhiwei Qin, GRI-Mech 3.0. http://combustion.berkeley.edu/gri-mech/version30/text30.html (accessed 19.02.2016.

[12] Sulphur Mechanism Extension to the Leeds Methane Oxidation Mechanism. http://garfield.chem.elte.hu/Combustion/Combustion.html.

[13] M. Pelucchi, A. Frassoldati, T. Faravelli, B. Ruscic, P. Glarborg, High-temperature chemistry of HCl and Cl2, Combustion and Flame 162 (2015) 2693-2704.

[14] P. Glarborg, P. Marshall, Mechanism and modeling of the formation of gaseous alkali sulfates, Combustion and Flame 141 (2005) 22-39.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[15] A.C. Benim, B. Epple, B. Krohmer, Modelling of pulverised coal combustion by a Eulerian-Eulerian two-phase flow formulation, Prog. Comp. Fluid Dyn. 5 (2005) 345-361.

[16] A. Stroh, F. Alobaid, J.-P. Busch, J. Ströhle, B. Epple, 3-D numerical simulation for co-firing of torrefied biomass in a pulverized-fired 1 MWth combustion chamber, Energy 85 (2015) 105-116.

[17] B. Epple, W. Fiveland, B. Krohmer, G. Richards, A.C. Benim, Assesment of two-phase flow models for the simulation of pulverized coal combustion, Int. J. Energy Clean Env. 6 (2005) 267-287.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Mathematische Brennermodellierung zur Reduktion der Stickoxidemissionen mittels Flamelet – NOx Postprozessor in OpenFOAM

DDI **W. Pollhammer**, K1-MET GmbH, Linz, Österreich;
DI Dr. **C. Spijker**, Montanuniversität, Leoben, Österreich;
DI **M. Koller**, Ebner Industrieofenbau GmbH, Leonding, Österreich;
Univ.-Prof. DI Dr. **H. Raupenstrauch**, Montanuniversität, Leoben, Österreich

Kurzfassung

Bei der Entwicklung neuer Industriebrenner ist die Reduzierung der Stickoxidemissionen ein wichtiges Ziel. Mithilfe von Computational Fluid Dynamics (CFD) ist es möglich, den Verbrennungsprozess sehr detailliert zu studieren. Eine exakte Beschreibung der Stickoxidbildung in einer Flamme benötigt aufgrund der langsamen Bildungskinetik ein kinetikkontrolliertes Verbrennungsmodell mit einem entsprechend detaillierten Mechanismus. Diese Modelle sind aufgrund ihres Rechenaufwandes nur bedingt auf industrielle Fragestellungen anwendbar. Mischungsbruchmodelle, wie das „steady laminar Flamelet Model“, sind in der Lage, mit wesentlich geringerem Rechenaufwand die Strömungs- sowie Temperaturfelder auf Basis schneller Reaktionen gut wiederzugeben. Sie sind jedoch nicht in der Lage, langsame Reaktionen wie die Stickoxidbildung ausreichend zu beschreiben. Für diese Mischungsbruchmodelle existieren Postprozessoren zur Beschreibung der Stickoxidbildung, jedoch konnte keiner der untersuchten zufriedenstellende Ergebnisse erreichen. Aus diesem Grund wurde auf Basis von OpenFOAM ein Zweistufenkonzept entwickelt. Im ersten Schritt wird die Flamme mit Hilfe des „steady laminar Flamelet Model“ abgebildet [1,2]. Anschließend erfolgt das Postprozessing mittels modifiziertem „Partially Stirred Reactor“ - Modell. Die bereits mit dem „steady laminar Flamelet Model“ berechneten Strömungs-, Turbulenz- und Temperaturfelder werden hierbei konstant gehalten, sodass lediglich die Stofferhaltungsgleichungen gelöst werden. Die Konzentrationsfelder werden als Startbedingung aus der Flameletberechnung übernommen. Dieses Modell wurde an der Sandia Flamme D evaluiert und erreicht nahezu idente Ergebnisse zu den Messungen in der Literatur [3]. Eine weitere Evaluierung erfolgt anhand von Temperatur- sowie Abgasmessungen an einem Industriebrenner am Prüfstand der Firma Ebner Industrieofenbau GmbH.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Im nächsten Schritt wird das Modell dazu verwendet, mögliche Verbesserungen eines Erdgasbrenners anhand der Simulation zu bewerten. Die beiden bereits beschriebenen Modelle werden auf die zu untersuchende Brennergeometrie angewendet und somit die Bereiche der Stickoxidentstehung identifiziert. Aufgrund der Analyse der Reaktionsquellterme und der damit einhergehenden detaillierteren Charakterisierung des Brenners kann eine effizientere Weiterentwicklung stattfinden.

1. Einleitung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Zweistufenkonzept für die Beschreibung der Stickoxidbildung in Flammen erarbeitet. Dabei nutzt man einerseits die Schnelligkeit der Flameletbeschreibung und andererseits die Exaktheit eines detailchemischen Modells durch Kombination beider Modelle. Mittels Flameletmodell wird das Temperatur- und Strömungsfeld sowie die stoffliche Zusammensetzung all jener Spezies bestimmt, welche durch das Flameletmodell vorhergesagt werden können. Im anschließenden Postprozessing werden diese Felder übernommen und anhand eines detailchemischen Mechanismus jene Spezies bestimmt, welche nicht durch das Flameletmodell vorhergesagt werden können. Da nun aber bereits der Aufbau der Flamme und deren Strömungs- und Temperaturfeld beschrieben ist, muss dieser Teil der Berechnung nicht mehr durchgeführt werden. Es muss daher nur mehr die Chemie der Radikalreaktionen und die Bildung der Stickoxide beschrieben werden.

2. Aufbau des Postprozessors

Nach der Berechnung der Verbrennung mittels Flameletmodell erfolgt das „Postprozessing“. Dazu wird zuerst eine Auswahl getroffen, welche Speziesfelder durch das Flameletmodell vorhergesagt werden können und welche Felder mittels Postprozessor neu berechnet werden müssen. Im Allgemeinen sind dies all jene Spezies, welche durch die Reaktion mit Radikalen aufgebaut werden. Dazu werden all jene Spezies, welche durch den Postprozessor berechnet werden, anfänglich auf null gesetzt. Da das Flameletmodell für diese Felder ebenfalls Ergebnisse liefert, welche aber von der richtigen Lösung weit entfernt sind, zeigte es sich als praktikabel, diese Felder auf null zu setzen, um hohe Reaktionsraten zu Beginn der Berechnung zu vermeiden. Diese Auswahl der Felder erfolgt vor dem eigentlichen Simulationsstart.

Für die Berechnung der Quellterme wird ein detailchemischer Mechanismus benötigt. Dabei stehen in der Literatur verschiedene Mechanismen zur Auswahl, wovon zwei auf ihre

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Eignung genauer analysiert wurden. Tabelle 1 zeigt eine Übersicht über die beiden Mechanismen, welche auf ihre Eignung getestet wurden.

Tabelle 1: Übersicht der getesteten Reaktionsmechanismen für die Sickoxidbildung

Name	Anzahl der Spezies	Anzahl der Reaktionen	Literatur
GRI 3.0	53	324	[4]
GDF-Kin3.0	119	882	[5]

Das in OpenFOAM implementierte Chemiemodell berechnet dann für jede Reaktion eine Änderungsrate der teilnehmenden Spezies in jeder Zelle [6]. Diese Reaktionsquellterme werden anschließend zu den Speziesquelltermen aufsummiert und der Erhaltungsgleichung übergeben. Da das Strömungs-, Temperatur- und Turbulenzfeld bereits aus der Flameletberechnung bekannt ist, muss dieses nicht mehr in jedem Zeitschritt gelöst werden sondern ist konstant während der gesamten Berechnung. Aufgrund der hohen Anforderung hinsichtlich der Stabilität des Speziesfeldes musste eine transiente Einbindung der Chemie in den Postprozessor gewählt werden. Durch den hohen Rechenaufwand der chemischen Reaktionen beträgt die Berechnung der Sandia Flamme D auf einem Netz mit ca. 11000 Zellen bei Verwendung von 4 Prozessorkernen und des GRI 3.0. Mechanismus etwa sechs Wochen. Um das Modell nun auf industrielle Geometrien und Anlagen anwenden zu können, müssen Wege gefunden werden, vor allem den hohen Rechenbedarf der chemischen Reaktionen zu senken bzw. effizienter zu gestalten.

3. Strategien zur Senkung der Berechnungszeiten

Durch die Besonderheit, dass hier ein stationärer Prozess transient abgebildet wird, ergibt sich die Möglichkeit, in die transiente Berechnung, welche eine hohe Stabilität liefert, stationäre Ansätze einzubauen, welche wiederum eine erhöhte Berechnungsgeschwindigkeit liefern. Konkret wurde die folgende Strategie umgesetzt: Ein stationäres System ist bestrebt, in einen Zustand zu gelangen, welcher keine Zeitabhängigkeit mehr besitzt. Im stationären Zustand, welches das System nach Anwendung des Postprozessors erreicht, gibt es demnach keine zeitliche Änderung der Speziesfelder über die Zeit. Dies bedeutet gleichermaßen, dass es auch keine Änderung der Reaktionsquellterme über die Zeit mehr gibt. Ändern sich die Reaktionsquellterme zeitlich nicht mehr, so bedeutet dies gleichzeitig, dass der Quellterm des vorhergehenden Zeitschritts für die Berechnung des aktuellen Zeitschritts verwendet werden kann ohne dabei Information zu verlieren. Für die Modellierung spielt es also keine Rolle mehr, ob die Reaktionsgeschwindigkeit des

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

vorhergehenden oder des aktuellen Zeitschritts verwendet wird. Genau hier liegt der Ansatzpunkt für die Effizienzsteigerung. Es wird eine Auswahl all jener Zellen getroffen, welche sich bereits nahe an diesem stationären Zustand befinden. Für diese Zellen werden dann die chemischen Reaktionen nicht mehr gelöst, sondern es werden die Reaktionsquellterme des vorherigen Zeitschritts verwendet. Erste Analysen zeigen, dass mit dieser Methode bis zu 75 Prozent der Berechnungszeit eingespart werden können. Die Auswahl der Zellen, welche sich nahe dem stationären Zustand befinden, wurde aufgrund von zwei Kriterien festgelegt, welche gemeinsam erfüllt werden müssen.

1.Kriterium:
Die zeitliche Änderung aller Spezies von zwei aufeinanderfolgenden Zeitschritten darf nicht größer als zwei Prozent des Absolutwertes der Spezies in der Zelle sein.

2.Kriterium:
Keine Spezies darf im vorherigen Zeitschritt einen Wert kleiner als Null besessen haben. Dieser Fall tritt dann auf, wenn durch die als konstant gesetzte Reaktionsgeschwindigkeit mehr abreagieren würde als vorhanden ist. Dies ist ein Zustand, welcher natürlich nicht erreicht werden kann.

Alle 200 Iterationen wird die gesamte Domain gelöst. Das heißt für maximal 200 aufeinanderfolgende Zeitschritte kann der konstante Reaktionsquellterm übernommen werden. Wird diese Anzahl überschritten, so wird die Reaktion in der Zelle ebenfalls neu gelöst. Erfüllt also eine Zelle beide Kriterien, so erfolgt die Übernahme aller Reaktionsquellterme in den neuen Zeitschritt. Aufgrund des 1.Kriteriums wird sichergestellt, dass eine Änderung der Zusammensetzung in der Zelle auch eine Auswirkung auf die Reaktionsquellterme hat. Da Strömungs- und Temperatur- sowie Turbulenzfelder konstant sind, ist der einzige Einfluss auf die Reaktionsgeschwindigkeit die Stoffzusammensetzung selbst. Ändert sich diese, so ändern sich auch die Speziesquellterme und diese Änderung wird durch das erste Kriterium sichergestellt. Das zweite Kriterium stellt sicher, dass die Berechnung keine physikalisch unmöglichen Zustände erreicht. Reagiert eine Spezies nur sehr langsam ab und vermindert seine Konzentration bis sie nicht mehr vorhanden ist, so müssen neue Quellterme für die Zelle bestimmt werden. Teilweise deckt dies auch das erste Kriterium mit ab. Die Lösung der gesamten Domain nach 200 Iterationen stellt sicher, dass das System in keinen scheinbar stationären, aber falschen Zustand geht. Würden sich alle Speziesfelder nur geringfügig ändern, sodass eine Neuberechnung laut der beiden Kriterien

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

nicht nötig ist, so könnte das System gegen eine falsche Lösung konvergieren. Da aber nach 200 Iterationen das gesamte Berechnungsgebiet gelöst wird, wird sichergestellt, dass das System auch gegen einen physikalisch sinnvollen Zustand konvergiert. Die Filterung all jener Zellen, welche im darauffolgenden Schritt einer Lösung der Chemie bedürfen, wird jeweils am Ende der Speziesgleichungen durchgeführt.

4. Ergebnisse der Flameletmodells

Als Basis für ein vertrauenswürdiges Postprozessingergebnis ist eine gute Beschreibung der Flamme notwendig. Dazu wurde zuerst ein Vergleich zwischen den Ergebnissen der Flamletberechnung und den Messdaten anhand der Sandia Flamme D durchgeführt [3]. Bild 1 zeigt das axiale Temperaturprofil ab der Brennermündung in der Symmetrieachse der Flamme. Dabei ist zu sehen, dass mittels Flameletmethode das Temperaturprofil der Flamme sehr gut vorhergesagt werden kann.

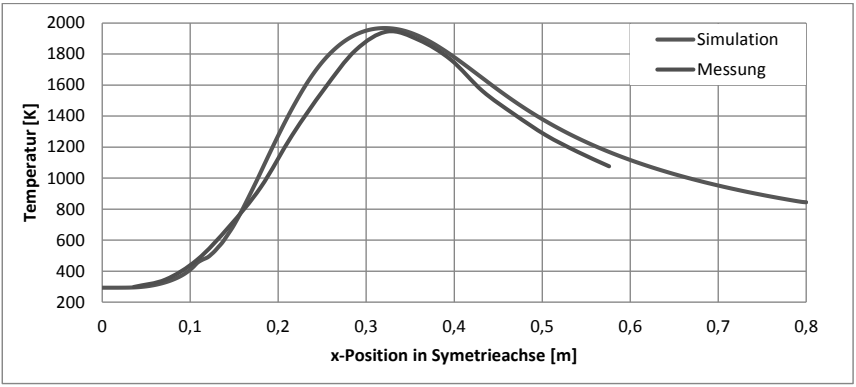


Bild 1: Vergleich der Simulations- und Messdaten an der Sandia Flamme D [3]

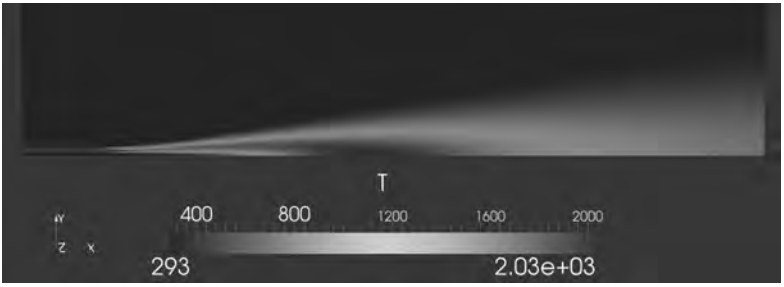


Bild 2: Temperaturprofil der Sandia Flamme D, berechnet mittels Flameletmethode

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

5. Anwenden des Postprozessors

Die Daten der Flameletberechnung wurden anschließend als Startwerte für die Berechnung der Stickoxide, dem sogenannten Postprozessing, übernommen. Dazu wurden Strömungsfeld, Druckfeld, Temperaturfeld und die Turbulenzfelder sowie jener Teil der Speziesfelder, welche durch die Flameletmethode ausreichend genau beschrieben werden können, übernommen. Alle anderen Speziesfelder wurden zu Beginn der Berechnung auf null gesetzt und mittels detailchemischem Modell berechnet.

Mittels des Postprozessors werden nun die Quellterme aller im Mechanismus vorhandenen Spezies berechnet und die zeitliche Änderung der Stoffzusammensetzung transient betrachtet. Analysiert man den Berechnungsverlauf entsprechend, so erkennt man, dass keine vollständig transiente Berechnung notwendig ist. Man benötigt eine bestimmte Zeit bis die Chemie in der Mischungsebene richtig vorhergesagt wird. Nach dieser Zeit der transienten Berechnung kann man in eine stationäre Berechnung übergehen und den Reaktionsquellterm der Stickoxidbildung in einem stationären Solver auf das skalare Stickoxidfeld anwenden. Dadurch entfällt die Notwendigkeit, die Verteilung der Radikale in der Flamme transient betrachten zu müssen.

Analysiert man das Volumsintegral des Speziesquellterms über die Zeit, so zeigt sich der in Bild 3 gezeigte Verlauf.

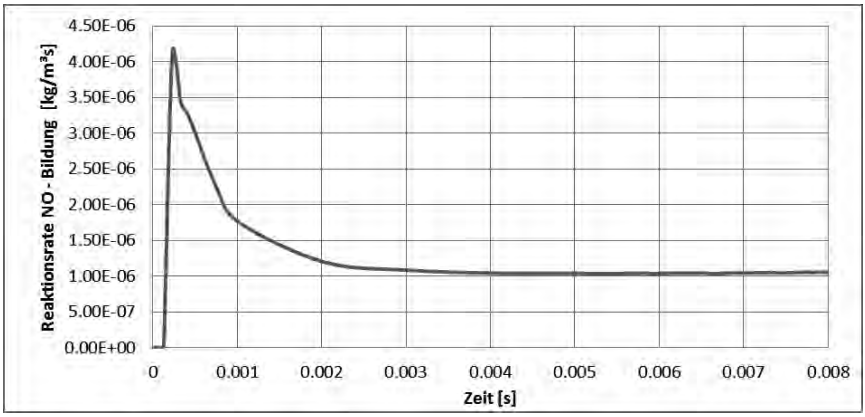


Bild 3: Zeitlicher Verlauf des Stickoxidquellterms über die Zeit

Es zeigt sich, dass ab einem Zeitpunkt von 4 ms die Änderung des Quellterms global gesehen keiner großen Änderung mehr unterworfen ist. Es muss aber noch überprüft

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

werden, ob es zu einer örtlichen Verschiebung des Quellterms kommt. Dies wurde überprüft indem der Quellterm für die NO – Bildung bei verschiedenen Zeitpunkten dem stationären skalaren Transport übergeben wurde. Dies wurde, wie in Bild 4 gezeigt, bei vier verschiedenen Zeitpunkten durchgeführt und mit den aus der Literatur zur Verfügung stehenden Werten verglichen [3].

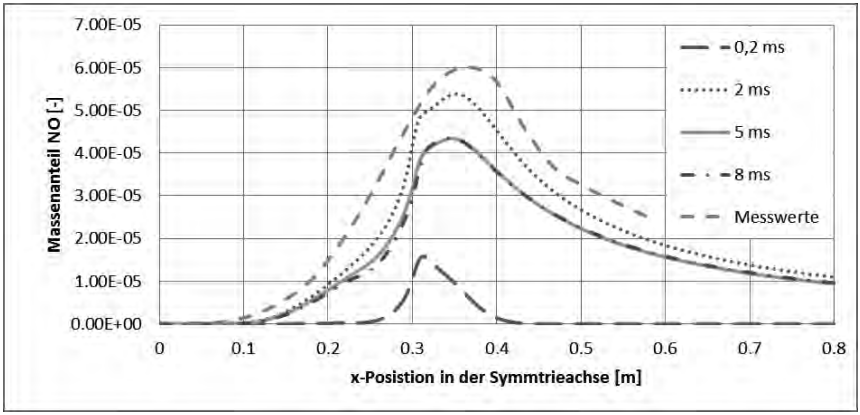


Bild 4: Zeitlicher Verlauf des Stickoxidquellterms über die Zeit bei Verwendung des GDF-Kin3.0 [3,5]

Es zeigt sich, dass zwischen den Ergebnissen der Quellterme von 5 ms und 8 ms keine nennenswerten örtlichen Unterschiede entstehen. Das heißt es reicht aus, die Stickoxidbildung im Falle der Sandia Flamme D und dem verwendeten Netz für 5 ms zu berechnen. Anschließend kann der Quellterm für die NO – Spezies auf einem stationären Solver angewendet werden und das stationäre Stickoxidfeld berechnet werden. Diese Methode ermöglicht es, anstatt der gesamten transienten Verteilung, welche mehrere Sekunden Realzeit dauern würde, nur 5 ms berechnen zu müssen. Erst durch diesen Umstand wird es möglich, mit den zur Verfügung stehenden Methoden in akzeptabler Zeit zu einem Ergebnis zu gelangen.

6. Ergebnisse der Stickoxidbildung unter Verwendung von GDF-Kin3.0 und GRI3.0[4,5]

Bild 5 veranschaulicht sehr gut, dass die Stickoxidbildung fast ausschließlich in der heißen Mischungszone von Jet und Pilot stattfindet. In weiß und rot sind jene Bereiche gezeigt, in denen hohe Bildungsraten von NO auftreten. Diese Bildungsbereiche nehmen mit fortschreitender Position entlang der X-Achse langsam ab, verbleiben aber immer in der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Mischungsebene der beiden Gase. Auf der Jet – Seite der Mischungsebene gibt es Bereiche in denen Stickoxid durch Zerfallsreaktionen wieder abgebaut wird.

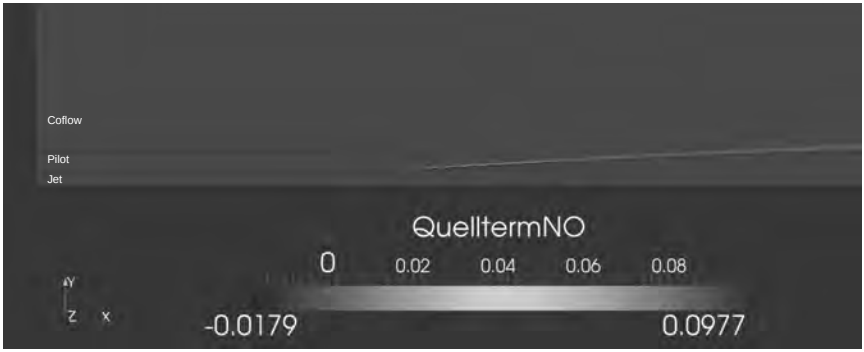


Bild 5: Quellfeld der Stickoxidbildung in [kg/m³s]

Neben dem axialen Profil wurde aber auch das radiale Profil in verschiedenen Abständen zur Brennermündung mit den Messdaten verglichen. In Bild 6 sind diese Positionen und das Feld des Massenbruchs in der Sandia Flamme D nach der Anwendung des stationären Solvers und des Quellterms für den GDF-Kin3.0. dargestellt. Dieses Feld wurde gewählt, um positionsabhängig die Simulationsergebnisse mit den Messdaten aus der Literatur vergleichen zu können [3]. Bild 7 zeigt die Ergebnisse unter der Verwendung des GDF-Kin3.0 und Bild 8 für den GRI 3.0.

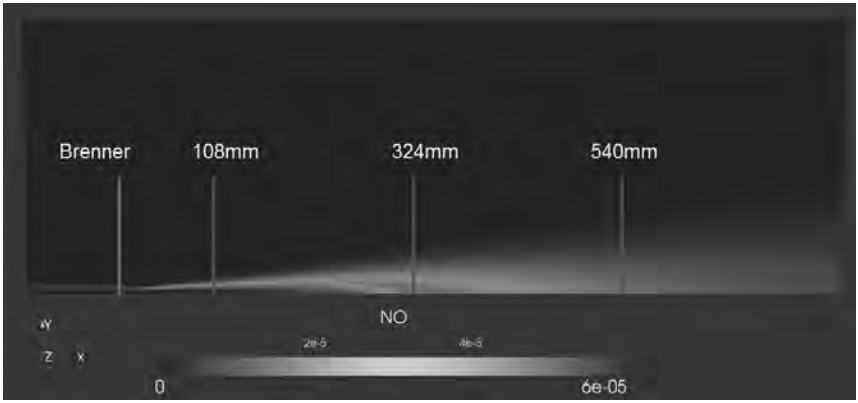


Bild 6: NO – Feld in der Sandia Flamme D bei Verwendung des GDF-Kin 3.0. [5]

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

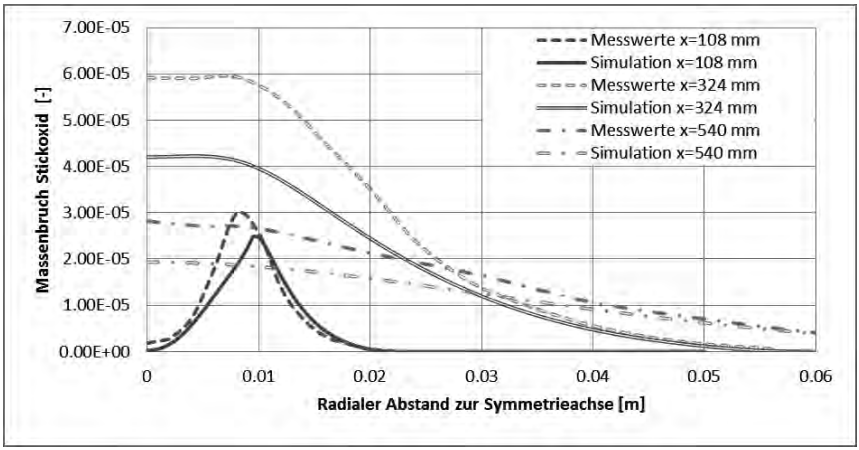


Bild 7: Radialer Verlauf des Stickoxidmassenbruchs für GDF-Kin3.0 [3,5]

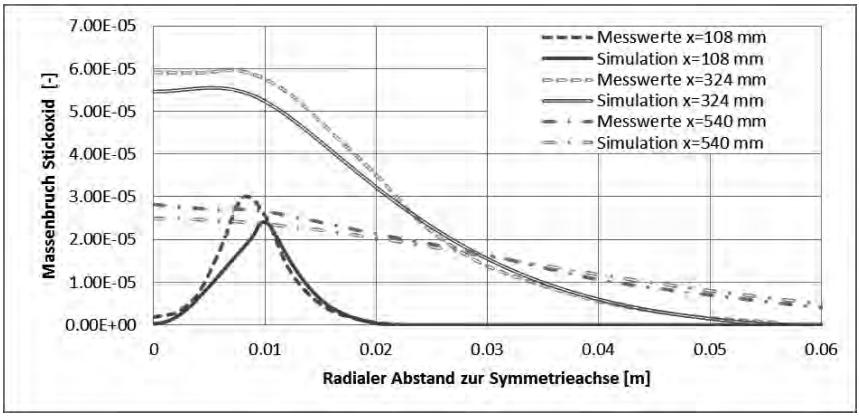


Bild 8: Radialer Verlauf des Stickoxidmassenbruchs für GRI 3.0. [3,4]

Es zeigt sich, dass mit größer werdendem Abstand von der Symmetrieachse die Stickoxidbildung zunehmend besser beschrieben werden kann. Im Allgemeinen zeigt sich, dass die Trends richtig vorhergesagt werden können. Unter Verwendung des GRI 3.0. erreicht man in der Simulation Ergebnisse, welche näher an den Messdaten liegen [3]. Der GDF-Kin3.0. zeigt dass die Simulationsergebnisse quantitativ bis zu 25 Prozent vom Messwert in Richtung zu geringer Stickoxidwerte abweichen. Letztlich soll das Modell aber

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

dazu verwendet werden, um einen Brenner anhand der Simulation hinsichtlich Stickoxidemissionen zu verbessern. Da das Modell in der Lage ist, die Trends sowohl global als auch örtlich aufgelöst vorherzusagen, kann dieses für die Weiterentwicklung verwendet werden.

7. Modellierung des Industriebrenners zur Beurteilung der Stickoxidquellen

Das entwickelte Zweistufenkonzept wird nun auf den Brenner der Firma Ebner Industrieofenbau GmbH angewendet. Dazu wurde ein Simulationsgitter des Brenners im Prüfstand erstellt und dieses mittels Flamelet und Postprozessor modelliert. Bild 9 zeigt qualitativ die Entstehungszonen der Stickoxide in der zu untersuchenden Brennergeometrie. Der aktuelle Stand der Forschung kann erst ein qualitatives Ergebnis zeigen.

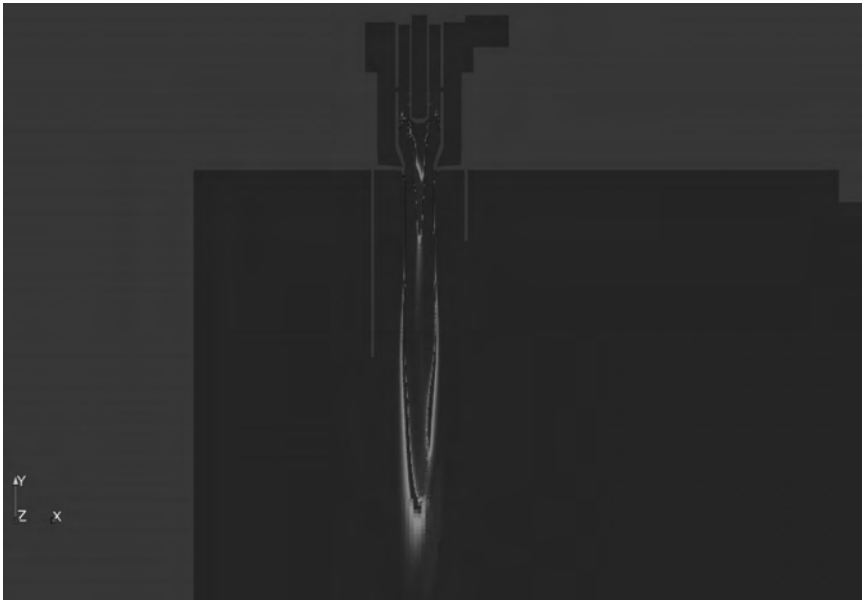


Bild 9: Entstehungszonen der Stickoxide im Prüfstandversuch

Aus den Daten der Simulation lässt sich der Bildungsbereich der Stickoxide in der Flamme lokalisieren. Es entstehen dabei zum derzeitigen Stand 13 Prozent der Emissionen in der primären und 87 Prozent in der sekundären Verbrennungszone.

Diese erste Simulation, welche sich zurzeit noch in der Berechnungsphase befindet, soll anschließend als Validierung für den Großversuch herangezogen werden. Es erfolgt auch

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

hier ein Vergleich der Stickoxidbildung sowie der Temperaturverteilung mit Ergebnissen aus der Prüfstandsmessung.

8. Ausblick

Anschließend soll das Modell für Fallstudien verschiedener Brennergeometrien verwendet werden. Anhand der örtlichen Entstehungszonen der Stickoxide sollen Vorschläge für eine Verbesserung der Brenner formuliert werden. Diese Vorschläge werden dann in der CAD – Zeichnung im 3D – Modell implementiert und anhand der Simulation überprüft, ob diese eine Verringerung der Stickoxidemissionen zeigen. Zu bestimmten Entwicklungsschritten kann dann ein Prototyp des Brenners gebaut und ebenfalls im Prüfstand vermessen werden, um sicherzustellen, dass der Brenner im Realbetrieb auch tatsächlich eine Verbesserung zeigt.

8. Literaturverzeichnis

[1] Cuoci A, Frassoldati A, Faravelli T, Ranzi E. Formation of soot and nitrogen oxides in unsteady counterflow diffusion flames. Combustion and Flame 2009;156:2010–22, doi:10.1016/j.combustflame.2009.06.023.

[2] Cuoci A, Frassoldati A, Faravelli T, Ranzi E. Kinetic Modeling of Soot Formation in Turbulent Nonpremixed Flames. Environmental Engineering Science 2008;25:1407–22, doi:10.1089/ees.2007.0193.

[3] Barlow, R.; Frank, J. (2007): Piloted CH4/Air Flames C, D, E, and F – Release 2.1. Online verfügbar unter http://www.sandia.gov/TNF/DataArch/FlameD/SandiaPilotDoc21.pdf, zuletzt geprüft am 07.04.2017.

[4] Gregory P. Smith, David M. Golden, Michael Frenklach, Nigel W. Moriarty, Boris Eiteneer, Mikhail Goldenberg, C. Thomas Bowman, Ronald K. Hanson, Soonho Song, William C. Gardiner, Jr., Vitali V. Lissianski, and Zhiwei Qin http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/

[5] El Bakali, A.; Pillier, L.; Desgroux, P.; Lefort, B.; Gasnot, L.; Pauwels, J. F.; da Costa, I. (2006): NO prediction in natural gas flames using GDF-Kin 3.0 mechanism NCN and HCN contribution to prompt-NO formation. In: Fuel 85 (7-8), S. 896–909. DOI: 10.1016/j.fuel.2005.10.012.

[6] OpenFOAM (2017): OpenFOAM 2.4.0. Online verfügbar unter https://openfoam.org/.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Numerische Untersuchungen zur Stickoxidreduktion in thermischen Müllverwertungsanlagen

S. Jell, Lehrstuhl für Energiesysteme, TU München, Garching;
Dr.-Ing. **M. Murer**, Martin GmbH für Umwelt- und Energietechnik, München;
Prof. **H. Spliethoff**, Lehrstuhl für Energiesysteme, TU München, ZAE Bayern, Garching

Kurzfassung

In der Müllverbrennung werden Stickoxide (NO_X) überwiegend aus dem im Brennstoff gebundenen Stickstoff gebildet. Zur Identifizierung von Optimierungspotentialen der Anlagen hinsichtlich der Emissionen ist der Einsatz numerischer Modelle mit detaillierter Reaktionskinetik hilfreich. Um diese rechenintensiven Modelle effizient einsetzen zu können sind Vereinfachungen durchzuführen. Ergebnisse der numerischen Untersuchung zeigen, dass mit sinkender Primärstöchiometrie die NO_X-Emissionen wesentlich reduziert werden. Zusätzlich wird der Einfluss der aus dem Brennstoff freigesetzten N-Spezies auf die Stickoxidemission betrachtet.

1. Grundlagen der Stickoxidbildung

Moderne Gesellschaften messen dem Umweltschutz einen hohen Stellenwert bei, woraus unter anderem beschränkte Emissionsgrenzwerte bei Kraftwerken resultieren. Unter diesen zu beschränkenden Stoffen findet sich das Umweltgift Stickoxid (kurz NO_X). Dieses wird in Verbrennungsprozessen überwiegend in Form von NO gebildet, welches an der Atmosphäre zu NO_2 oxidiert [1]. Stickoxidemissionen werden daher stets auf NO_2 bezogen angegeben.

Die Bildung von Stickoxiden in Verbrennungsprozessen wird mittels dreier Mechanismen beschrieben: thermisches NO, promptes NO und Brennstoff-NO. Eine vereinfachte Darstellung dieser Pfade findet sich in Abbildung 1.

Thermisches NO wird direkt aus dem mit der Verbrennungsluft eingebrachten molekularen Stickstoff, durch Spaltung dessen stabiler Dreifachbindung und anschließender Oxidation gebildet. Diese Reaktion wird ab Temperaturen größer 1300 - 1500°C relevant und steigt mit der Temperatur exponentiell an. Promptes NO wird ebenfalls aus dem Stickstoff der Verbrennungsluft gebildet, wobei dieser von Kohlenwasserstoffradikalen gespalten wird und anschließend oxidiert. Aufgrund typischerweise geringer Temperaturen in der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Müllverbrennung sind beide Pfade von untergeordneter Bedeutung [2]. Im Unterschied zu beiden erstgenannten entsteht Brennstoff-NO nicht aus dem mit der Verbrennungsluft eingebrachten Stickstoff, sondern aus dem im Brennstoff gebundenen Stickstoff. Dieser Mechanismus ist für die Stickoxidemissionen in der Müllverbrennung maßgeblich verantwortlich. Numerische Untersuchungen zeigen, dass bis zu 92% des gesamten gebildeten NO hieraus resultieren [3]. Brennstoffgebundener Stickstoff wird während des Verbrennungsprozesses überwiegend in Form der sogenannten NO_x-Vorläufer NH_3 und HCN freigesetzt und anschließend in homogener Gasphasenreaktion über Radikale zu NO oxidiert. Neben dieser Oxidation reagieren gebildete Radikale mit NO und reduzieren dieses zu N_2. Die Aufteilung zwischen HCN und NH_3 ist für den inhomogenen Brennstoff Müll schwer vorhersagbar. Generell ist eine Abhängigkeit aus dem Verhältnis des brennstoffgebundenen Sauerstoffs und Stickstoffs (O/N-Verhältnis) und den Betriebsbedingungen zu erkennen [4].

Neben der Reduktion von NO durch NH_i-Radikale wird der Stickoxidgehalt des Rauchgases auch durch die Freisetzung des brennstoffgebundenen Stickstoffs minimiert. So wird nicht der gesamte im Brennstoff gebundene Stickstoff als NO-Vorläufern freigesetzt, sondern auch als molekularer Stickstoff. Das Verhältnis von freigesetzten NO-Vorläufern zu im Brennstoff gebundenen Stickstoff wird durch die TFN Conversion Rate beschrieben und ist vom N-Gehalt des Brennstoffes, der Temperatur, der Stöchiometrie sowie den Betriebsbedingungen abhängig. Der Faktor wird in einem Bereich zwischen 10 und 100% angegeben [1, 5]. TFN (total fixed nitrogen) beschreibt hierbei die Summe aus NH_3, HCN und NO sowie N-Radikalen.

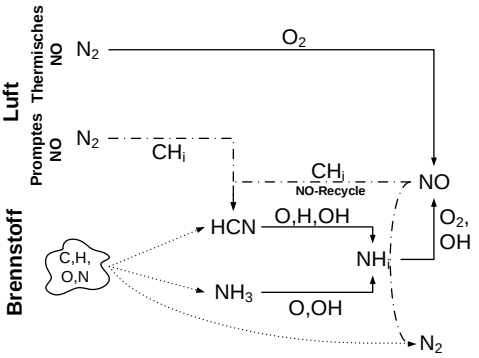


Bild 1: Vereinfachte Darstellung der NO-Bildungsmechanismen; Adaptiert aus [6]

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Maßnahmen zur Stickoxidreduktion

In Verbrennungsprozessen finden verschiedene Methoden zur Minderung von Stickoxiden Anwendung, wobei man zwischen nachgeschalteten und feuerungstechnischen Maßnahmen differenziert. Nachgeschaltete Maßnahmen finden im Anschluss an die Verbrennung Anwendung und reduzieren bereits entstandene Stickoxide, während feuerungstechnische Maßnahmen direkt in die Verbrennung eingreifen und so die Entstehung von Stickoxiden minimieren bzw. zu einem internen Abbau führen.

Eine feuerungstechnische Maßnahme ist die Luftstufung. Dabei wird der Brennstoff zunächst mit Primärluft unterstöchiometrisch oxidiert und entstehende Gase in folgenden Ausbrandstufen durch Zugabe von Sekundärluft vollständig verbrannt. Hierdurch entstehende unterstöchiometrische Zonen unterbinden die Oxidation der NO_X-Vorläufer zu NO und fördern dadurch die Reaktion hin zu N_2. Wichtige Einflussfaktoren auf die Wirksamkeit der Luftstufung sind dabei die Temperatur T, die Stöchiometrie λ und die Verweilzeit τ. Abhängig vom Brennstoff existiert dabei ein Optimum für Temperatur und Stöchiometrie, mit welchen eine minimale NO_X-Konzentration erreicht wird [7]. Experimentelle Untersuchungen von Speth et al. zeigen, dass die Luftstufung eine wirksame Methode zur NO_X-Reduktion in der thermischen Müllverwertung darstellt. Bei unterstöchiometrischer Rostfeuerung ist zu erkennen, dass mit sinkender Primärstöchiometrie stets eine Minderung der Emissionen verbunden ist [2]. Dies wird im relevanten Bereich durch Beckmann & Wen bestätigt. Letztere zeigen zusätzlich den Einfluss der Stöchiometrie des Brennbetts und Verweilzeit zwischen den einzelnen Luftstufen auf die NO_X-Emissionen. Hierbei konnte für beide Faktoren ein Optimum nachgewiesen werden [7].

3. Beschreibung der verwendeten Geometrie und Randbedingung der Simulation

Die numerischen Untersuchungen befassen sich mit der KVA St. Gallen in der Schweiz. Ein vereinfachter Plan der Anlage ist in Abbildung 2 dargestellt. In der Anlage gelangt der Brennstoff Abfall über einen Einfülltrichter auf einen Rückschubrost, der von unten mit Primärluft durchströmt wird. Der Brennstoff durchläuft hierbei verschiedene Zonen, in welchen die Luftmenge separat eingestellt werden kann. Die einzelnen Rostzonen unterscheiden sich wesentlich hinsichtlich Temperatur, Luftzahl und des Ausbrandes des Abfalls und damit auch hinsichtlich freigesetzter Gase aus dem Brennbett. Der Brennstoff durchläuft die Stufen Trocknung, Pyrolyse und Verbrennung bzw. Vergasung [8].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

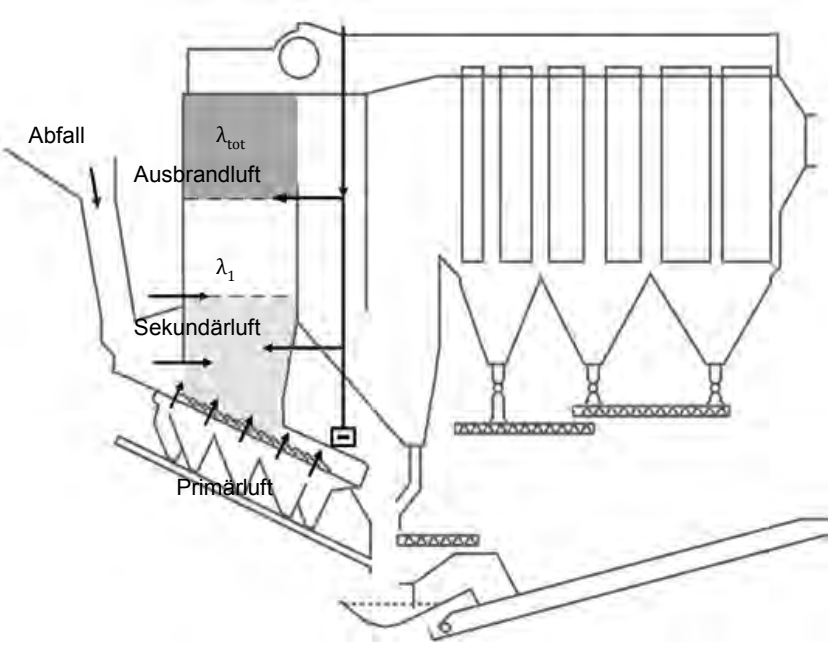


Bild 2: Vereinfachte Darstellung der KVA St. Gallen, Adaptiert aus [2]

In der anschließenden Sekundärluftzone wird Luft durch die Vorder- und Rückseite der Anlage hinzugefügt und aus dem Brennbett freigesetzte Gase durchmischt und oxidiert. Abschließend wird die Ausbrandluft zugegeben, um eine vollständige Oxidation der Gase zu erreichen. Die Ausbrandluft wird am Rostende abgezogen und kann mit zusätzlicher Luft vermischt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wird der Einfluss der Primär- und Sekundärluft auf die Stickoxidemissionen untersucht. Es wird eine Bilanzierungsgrenze λ_1 (Primärstöchiometrie) definiert, welche die Stöchiometrie im Anschluss an die Sekundärluftzufuhr beschreibt. Zusätzlich wird λ_{tot} als Gesamtstöchiometrie der Anlage definiert. Diese Luftzahlen entsprechen den von Speth et al. im Rahmen großtechnischer Messungen an der KVA St. Gallen definierten und zur Auswertung verwendeten Kennzahlen [2].

Verwendete Brennstoffdaten des Abfalls sind Tabelle 1 zu entnehmen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 1: Elementarzusammensetzung des Brennstoffs. Angaben in Masse-% feucht

C	H	O	N	H_2O	Asche
27.0%	3.8%	20.0%	0.6%	20.6%	28.0%

4. Beschreibung des numerischen Modells

Zur Simulation von Bildung und Minderung der Stickoxide in der Müllverbrennung wird das numerische Modell von Murer [8, 9] erweitert und eine detaillierte Reaktionskinetik für die Gasphase eingesetzt. Um den rechenintensiven Einsatz dieser Kinetik zu ermöglichen wird dabei zunächst eine stationäre Lösung mit globaler Reaktionskinetik bestimmt und anschließend die detaillierte Reaktionskinetik im Post-Processing, also ohne weitere Berechnung der Temperatur, der Strömung und der Strahlung, zugeschaltet. Dieses Vorgehen ist möglich, da die im Post-Processing simulierten Schadstoffe die Strömung und Temperaturverteilung aufgrund geringer Konzentration nur unwesentlich beeinflussen und somit die mit der globalen Reaktionskinetik bestimmten Verteilungen unverändert bleiben.

Als detaillierter Reaktionsmechanismus wird der von Koger modifizierte und an die Reaktionsbedingungen der Müllverbrennung angepasste Mechanismus von Glarborg verwendet [10]. Dieser wird zunächst vereinfacht und ein Skelettmechanismus erstellt, welcher relevante Reaktionsgleichungen der homogenen Gasphasenreaktionen abdeckt. Die Vereinfachung des Mechanismus erfolgt hierbei gemäß dem in [11] beschriebenen Vorgehen. Unter Annahme der für die Müllverbrennung charakteristischen Gaszusammensetzung sowie Temperaturen konnte der Mechanismus auf 30 Spezies und 170 Reaktionsgleichungen vereinfacht werden. Verwendete Spezies werden in Tabelle 2 dargestellt.

Tabelle 2: Spezies des Skelettmechanismus

$CH_2(S)$	CH_2O	CH_3	CH_4	CN	CO
CO_2	H	H_2	H_2NO	H_2O	H_2O_2
HCN	HCO	HNCO	HNO	HO_2	HOCN
N	N_2	N_2O	NCO	NH	NH_2
NH_3	NNH	NO	O	O_2	OH

Zusätzlich wird eine Vereinfachung des Rechengitters durchgeführt, um eine weitere Steigerung der Recheneffizienz zu erreichen. Ergebnisse der Lösung mit globaler

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Reaktionskinetik, werden hierbei auf ein grobes Gitter mit gleicher Geometrie interpoliert. Eine Zusammenfassung des entwickelten Modells ist Tabelle 3 zu entnehmen.

Tabelle 3: Zusammenfassung Modellparameter

	Modell für stationäre Lösung der Müllverbrennung ohne NO_X	Modell mit detaillierter Reakionskinetik zur Berechnung von NO_X
Netzgröße	9.100.000 Zellen überwiegend Hex	800.000 Zellen überwiegend Hex
Turbulenzmodell	Reynold Stress mit Standard Wand-Funktionen	Post-Processing: nicht berechnet
Strahlungsmodell	P1	Post-Processing: nicht berechnet
Chemiemodell	Eddy-Dissipation mit ISAT	Finite-Rate mit ISAT und Dynamic Mechanism Reduction
Reaktionskinetik	Jones-Lindstedt [12]	Skelettmechanismus (30 Spezies 170 Reaktionsgleichungen) basierend auf Koger [10]

Durch diese zweistufige Simulation wird eine Netzabhängigkeit der einzelnen Berechnungsschritte vermieden und die Berechnungszeit wesentlich optimiert. Insbesondere Strömung und Temperaturverteilung weisen eine hohe Netzabhängigkeit auf und benötigen somit für die Simulation eine große Anzahl an Zellen. Ein zu grobes Gitter führt zur fehlerhaften Berechnung der Eindringtiefe von Lufteindüsungen.

Demgegenüber weist die Simulation chemischer Reaktionen eine geringe Abhängigkeit vom Gitter auf und es wird eine Vergröberung des Rechengitters im Post-Processing ermöglicht. Dies kann aus Abbildung 3 abgeleitet werden. Darin werden die simulierten Verläufe der Hauptreaktionsprodukte der Verbrennung, Kohlendioxid und Wasserdampf, auf verschiedenen Gittern dargestellt. Die Verläufe sind unabhängig vom verwendeten Gitter und bei einer Verringerung der Zellenanzahl von 9.100.000 (wie sie für die Strömungsberechnung benötigt wird) auf 400.000 tritt eine Abweichung des mittleren Molanteils von maximal 2% auf. Diese Geringfügigkeit gilt auch bei Simulation der Schadstoffe: die Berechnungen der Stickoxidkonzentrationen unterscheiden sich um weniger als 3%.

Bezüglich der Berechnungszeit wird durch dieses Vorgehen eine signifikante Beschleunigung erreicht. So wird neben der Zeit pro Iterationsschritt auch das Erreichen der Konvergenz beschleunigt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

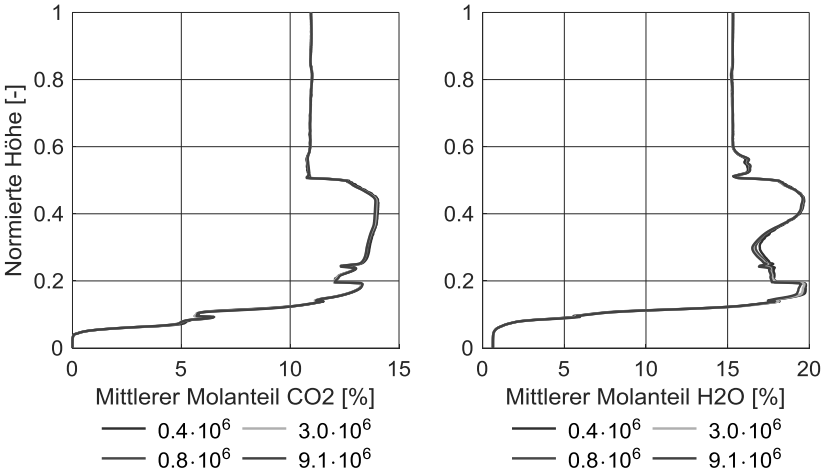


Bild 3: Verlauf des mittleren Molanteils von CO2 (links) und H2O (rechts) abhängig von der Anzahl der Zellen im Gitter

5. Simulationsergebnisse zur NO_X-Minderung

Die Bestimmung der TFN Conversion Rate sowie der aus dem Brennstoff freigesetzten NO_X-Vorläufer-Spezies ist aufgrund der inhomogenen Zusammensetzung des Brennstoffs Müll und inkonstanten Betriebsbedingungen der Rostfeuerung nicht möglich. Durch eine Parameterstudie wird daher zunächst der Einfluss dieser beiden Parameter auf die Stickoxidkonzentration betrachtet. Hierbei wird bei einem Fall mit konstanter Primärstöchiometrie von 1.05 und einer Gesamtstöchiometrie von 1.45 Eingangsparameter des brennstoffgebundenen Stickstoffs variiert. Ergebnisse der Simulation werden in Abbildung 4 aufgezeigt.

Die Stickoxidemissionen steigen im relevanten Bereich logarithmisch mit der TFN Conversion Rate an. Hierdurch wird bei einer Verdoppelung der eingehenden TFN-Mengen von 50 auf 100% lediglich ein Anstieg der Stickoxidemissionen um 15% bewirkt. Im gesamten relevanten Bereich der TFN Conversion Rate zwischen 10 und 100% ist eine Verdopplung der Stickoxidkonzentration festzustellen.

Größeren Einfluss auf die Stickoxidkonzentration haben die aus dem brennstoffgebundenen Stickstoff freigesetzten Spezies. Die Emissionen sind minimal für NH_3 und steigen im

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

dargestellten Fall für HCN um 35% und für NO um 70% an. Mischungen der Spezies führen ebenfalls zu einem Anstieg der Stickoxidkonzentration. Jedoch zeigt sich eine Wechselwirkung zwischen den Spezies, da Emissionen geringer sind als durch lineare Interpolation zwischen den Reinstoffen berechnet.

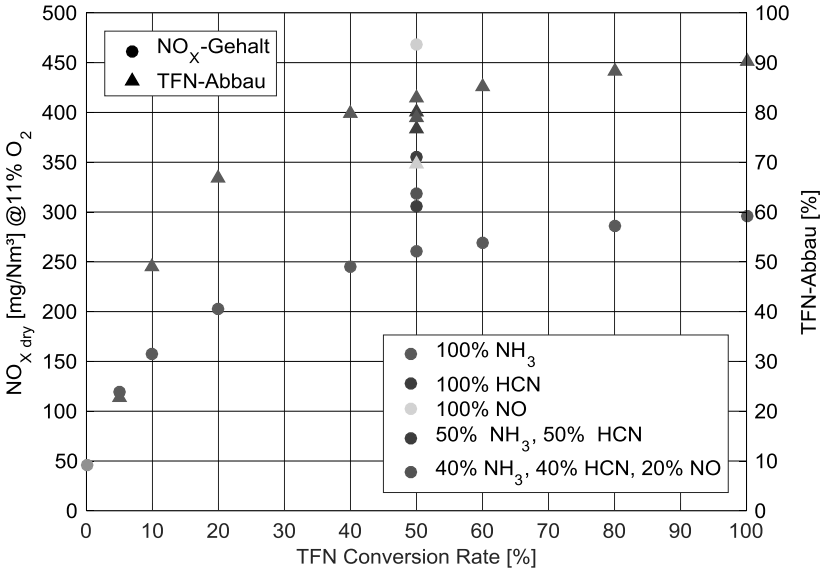


Bild 4: Einfluss der TFN Conversion Rate und der aus dem brennstoffgebundenen Stickstoff freigesetzten TFN-Spezies auf die Stickoxidemissionen bei einem Sekundärluftstöchiometrie von 1.05 und einer Gesamtstöchiometrie von 1.45;

Um den Einfluss der Primärstöchiometrie λ_1 auf die Stickoxidemissionen zu bestimmen wird eine konstante TFN Conversion Rate von 50% eingestellt. Zusätzlich werden die aus dem brennstoffgebundenen Stickstoff freigesetzten NO_X-Vorläufer in Form von NH3 bzw. 40% NH3, 40% HCN und 20% NO angenommen. Bei konstanter Gesamtstöchiometrie wird die Primärstöchiometrie geändert. Ergebnisse dieser Simulation werden in Abbildung 5 dargestellt.

Diese Untersuchung zeigt im Bereich der Primärstöchiometrie von 0.85 bis 1.2 einen stetigen Anstieg der Stickoxidemissionen mit der zugeführten Verbrennungsluft. Diese Steigung verläuft annähernd linear und belegt den großen Einfluss der Sekundärluftzufuhr bzw. der Luftstufung auf die Stickoxidemissionen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Ein Vergleich zwischen den gemessenen und simulierten Daten zeigt, dass die Steigung im Bereich der Primärstöchiometrie von 0.85 bis 1 und im Bereich von 1.15 bis 1.2 der von Speth et al. entwickelten Korrelation entspricht [2]. Bei einer Primärstöchiometrie von 1.1 sind jedoch erhebliche Abweichungen festzustellen.

Absolutwerte der Simulation übersteigen die Korrelation deutlich. Die angenommene TFN Conversion Rate von 50% ist zu hoch angenommen. Aus dem logarithmischen Einfluss des TFN Eingangs auf die Stickoxidemissionen ergibt sich eine Umwandlungsrate von etwa 35% im Fall der NH_3 Freisetzung.

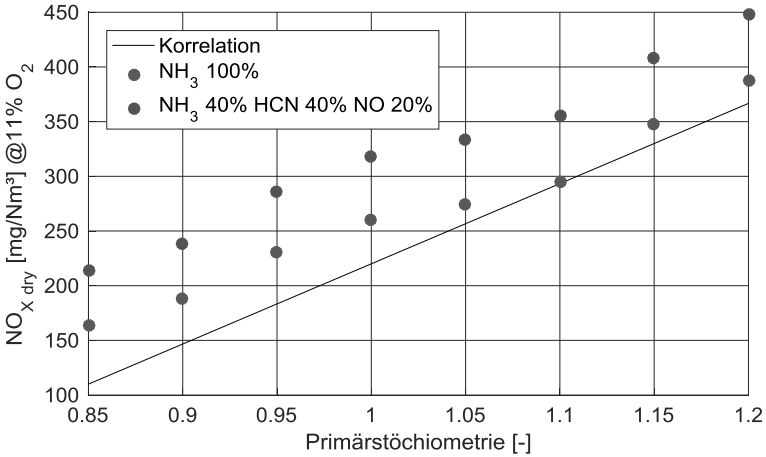


Bild 5: Einfluss der Primärstöchiometrie auf die Stickoxidemissionen bei einer TFN Conversion Rate von 50% und Eingangsspezies NH_3 bzw. Mischung aus NH_3, HCN und NO; Zum Vergleich Korrelation aus Speth et al. [2]

Zur Erläuterung des Einflusses der Primärstöchiometrie auf die Stickoxidemissionen werden TFN-Konzentrationen bei lokaler Luftzahl innerhalb der Anlage betrachtet. Aufgrund der Durchmischung entstehen unabhängig von der eingestellten Luftzahl ausgeprägte unter- und überstöchiometrische Zonen. Abbildung 6 stellt einen Vergleich lokaler Luftzahl und TFN-Molanteil für eine Primärstöchiometrie von 0.9 und 1.15 dar. Die lokale Stöchiometrie wird über eine Stickstoffbilanzierung berechnet.

Die Konzentrationsverläufe von HCN und NH_3 stellen eine Funktion der lokalen Luftzahl dar und weisen keine bzw. eine nur geringe Abhängigkeit von der eingestellten Stöchiometrie und Strömung auf, wohingegen die Konzentration von NO abhängig von der eingestellten

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Stöchiometrie ist und mit dieser ansteigt. Hierbei unterscheiden sich die Verweilzeiten beider Fälle wesentlich.

Daraus lässt sich folgern, dass in unterstöchiometrischen Zonen das Verhältnis zwischen HCN und NH_3 zu NO annähernd identisch ist. Wichtig ist dies, da die aus den NO_X-Vorläufern gebildeten NH_i-Radikale zum Abbau von NO führen können (siehe Abbildung 1). Das Verhältnis ist in beiden Fällen bis in den Bereich von 0.9 bzw. 0.85 größer 1. Somit könnte bis zu diesen Punkten theoretisch das gesamte NO_X zu N_2 reduziert werden.

Durch Luftstufung wird dieses Potential genutzt und die Reaktion des aus dem Brennstoff freigesetzten NH_3 und HCN mit NO durch verlängerte Verweilzeiten ermöglicht. Bei einer Primärstöchiometrie von 1.05 ist sämtliches NH_3 und HCN abreagiert, die Reaktion mit NO folglich abgeschlossen. Kurze Verweilzeiten in unterstöchiometrischen Zonen führen aufgrund der langsamen Reaktionsgeschwindigkeit des NO zu einer geringeren Nutzung des Reduktionpotentials und damit zu höheren Stickoxidemissionen.

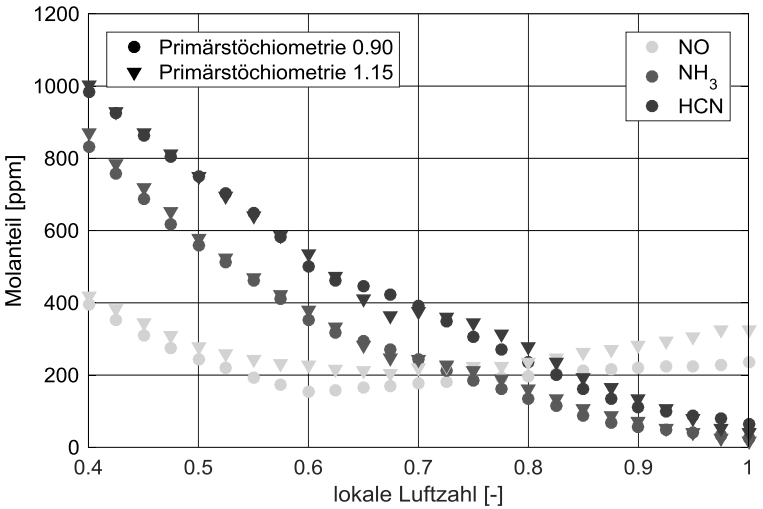


Bild 6: Einfluss der lokalen Luftzahl auf den TFN-Molanteil

6. Zusammenfassung

Ein numerisches Modell zur Berechnung von Stickoxidemissionen wurde entwickelt und validiert. Durch Vereinfachungen des Reaktionsmechanismus und Vergröberung des

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Rechengitters konnte ohne signifikante numerische Fehler der effiziente Einsatz eines detaillierten Reaktionsmechanismus für ein großtechnisches Kraftwerk erreicht werden.
Ergebnisse der Luftstufung zeigen, dass Stickoxidemissionen insbesondere durch die Primärstöchiometrie dominiert werden und im betrachteten Bereich mit dieser Stöchiometrie linear ansteigen. Zusätzlich lässt sich ein logarithmischer Zusammenhang zwischen der TFN Conversion Rate und den Stickoxidemissionen feststellen. Größeren Einfluss auf die Stickoxidemissionen hat somit die aus dem brennstoffgebundenen Stickstoff freigesetzte Spezies. Die Emissionen steigen in der Reihenfolge NH_3, HCN und NO an.

Literaturangaben

[1] P. Glarborg, A. D. Jensen und J. E. Johnsson, „Fuel nitrogen conversion in solid fuel fired systems," in *Progress in Energy and Combustion Science 29.2*, 2003, pp. 89-113.

[2] K. Speth, M. Murer, R. von Raven und H. Spliethoff, „Influence of Stoichiometry and Mixing on NO x Reduction in Waste-to-Energy Plants," in *Energy & Fuels 30.12*, 2016, pp. 10893-10899.

[3] M. J. Castaldi und F. Alex, „CFD analysis of municipal solid waste combustion using detailed chemical kinetic modelling," in *Waste Management & Research 32.8*, 2014, pp. 745-754.

[4] M. J. Aho, J. P. Hämäläinen und J. L. Tummavuori, „Importance of solid fuel properties to nitrogen oxide formation through HCN and NH3 in small particle combustion," in *Combustion and Flame 95.1-2*, 1993, pp. 22-30.

[5] G. Stubenberger, R. Scharler, S. Zahirović und I. Obernberger, „Experimental investigation of nitrogen species release from different solid biomass fuels as a basis for release models," Fuel, 87(6), 793-806, 2008.

[6] K. Speth, M. Murer und H. Spliethoff, „Experimentelle Untersuchungen zur Reduktion von Stickoxiden an einem atmosphärischen Flugstromreaktor," In: VDI Wissensforum GmbH (Hrsg.): 27. Deutscher Flammentag : Verbrennung und Feuerung. Düsseldorf : VDI Verlag, 2015 (VDI-Berichte, 2267), S. 653–663 .

[7] M. Beckmann und T. Wen, „Beschreibung unterschiedlicher Techniken und deren Entwicklungspotentiale zur Minderung von Stickstoffoxiden im Abgas von Abfallverbrennungsanlagen und Ersatzbrennstoff-Kraftwerken hinsichtlich Leistungsfähigkeit," in *Kosten und Energieverbrauch, Umweltbundesamt*, 2011.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[8] M. J. Murer, Numerical methods for efficient power generation from municipal solid waste, Diss. Technische Universität München, 2014.

[9] M. J. Murer, H. Spliethoff, C. de Waal, S. Wilpshaar, B. Berkhout, M. van Berlo, O. Gohlke und J. Martin, „High efficient waste-to-energy in Amsterdam: getting ready for the next steps," in *Waste Management & Research 29.10_suppl*, 2011, pp. 20-29.

[10] S. Koger, *Reaktionskinetische Untersuchungen zur Umwandlung stickstoffhaltiger Gaskomponenten unter Bedingungen der Abfallverbrennung,* Karlsruhe: KIT Scientific Publishing, 2010.

[11] T. Nagy und T. Turányi, „Reduction of very large reaction mechanisms using methods based on simulation error minimization," in *Combustion and Flame 156.2*, 2009, pp. 417-428.

[12] W. P. Jones und R. P. Lindstedt, „Global reaction schemes for hydrocarbon combustion," in *Combustion and flame 73.3*, 1988, pp. 233-249.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Untersuchungen zur Brennstoffbeschickung an mit heterogenen Festbrennstoffen betriebenen großtechnischen Verbrennungsanlagen und Herleitung einer Massenstromformel

28. Deutscher Flammentag, 06.09. – 07.09.2017, Darmstadt, Verbrennung und Feuerung

Martin H. Zwiellehner, SAR Elektronic GmbH, Prozess- und Umwelttechnik, D-84130 Dingolfing
Dr. **Ragnar Warnecke**, **Florian Grafmans**, GKS Gemeinschaftskraftwerk Schweinfurt GmbH, D-97424 Schweinfurt

Kurzfassung

An großtechnischen Verbrennungsanlagen, die mit heterogenen Festbrennstoffen (hier: Restabfall) betrieben werden, gibt es bis dato keine Möglichkeit den in die Rostfeuerung eingebrachten Brennstoffmassenstrom zuverlässig "online" zu bestimmen. Wäre es möglich, den Brennstoffmassenstrom (voraus)zu berechnen, so könnten Feuerungsregelungen schneller qualitativ höherwertigere Ergebnisse erzielen und Feuerungsmodelle könnten deutlich verbessert werden. Um den Brennstoffmassenstrom berechnen zu können wurden umfangreiche Versuchsreihen durchgeführt, um erstmalig u. a. Brennstoffdichtenvariationen sowie die Kompressibilität des Brennstoffs zu bestimmen und die Fördereffektivität der Stößelbeschickungen zu beschreiben. In weiterer Folge wurden die empirisch ermittelten Erkenntnisse durch mathematische Formeln beschrieben, sodass eine Brennstoffmassenstromformel entwickelt werden konnte, mit der der Brennstoffmassenstrom sowohl an Einzelkolben- als auch Doppelkolbenbeschickungen mit einer sehr hohen Genauigkeit (voraus)berechnet werden kann. Hierzu sind ausschließlich Konstruktionsdaten des Brennstoffaufgabesystems notwendig.

Abstract

On large-scale incineration plants which are run with heterogeneous solid fuels (like MSW) there is actually no possibility to make an online-determination of the fuel mass flow which is brought on the grate. If it would be possible, to (pre-)calculate the mass flow this would lead quicker to better performance of combustion control systems and combustion simulation / models could be improved significantly. To be able to calculate the fuel mass flow, extensive test series have been carried out to determine - amongst others - things like variations in fuel densities, compressibility of the fuel and the feeding effectiveness of ram feeders. After that, the empirically determined perceptions were described by mathematical formulas. This has led to the development of a "mass flow calculation formula", which can calculate the mass flow on single and double feeder rams with a very high accuracy. To do the calculation it is only necessary to have construction drawings of the feeding system.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1 Einleitung

Anlagen mit heterogenen Festbrennstoffen sind insbesondere Restabfall-, Biomasse- und Ersatzbrennstoff-Verbrennungsanlagen. Allen ist gemein, dass der heterogene Brennstoff zu ungleichmäßigen Verbrennungszuständen führt, die u. a. das Freisetzen von emissions- und korrosions-relevanten Schadstoffen beeinflussen. Das Hauptregelorgan ist die sog. Beschickeinrichtung, wobei die Begriffe Beschickung und Aufgabe im Folgenden synonym verwendet werden. Die Beschickeinrichtung einer Feuerung dient zur Einhaltung der vorgegebenen Soll-Leistung über die Zuführung des benötigten Brennstoffs, der in ausreichender Menge (im Sinne der Brennstoffwärmeleistung), richtig dosiert und weitgehend kontinuierlich zugeführt werden muss. Die Erfüllung dieser Forderung gestaltet sich bei Brennstoffen aus Abfall im Gegensatz zu klassischen Brennstoffen deutlich schwieriger, weil durch die Mehrfachheterogenität des Abfalls hinsichtlich Dichte, Heizwert etc., bisher kaum Möglichkeiten bestehen, die momentan benötigte Brennstoffmenge zur Einhaltung der Soll-Leistung zu bestimmen.

Die Auslegung einer Beschickeinrichtung erfolgt bisher auf der Basis von Erfahrungen und die Einstellung im Wesentlichen durch „Trial and Error“ im Rahmen der Inbetriebnahmen. Die Möglichkeit einer Bestimmung der einzustellenden Parameter für die Aufgabe schon bei der Auslegung wäre somit ein echter Vorteil. Der hier vorgestellte Beitrag soll eine Methode vorstellen, mit der eine solche Vorausberechnung aber auch die Nachrechnung (mit dem Ziel einer Optimierung) von bereits existierenden Anlagen an die Hand gegeben wird.

Der vorliegende Bericht versucht den Brennstoffmassenstrom isoliert „online“ zu bestimmen, wobei hier vornehmlich der Brennstoff „Restabfall“ betrachtet wird. Die Ergebnisse können jedoch in gleicher Systematik auch auf andere Festbrennstoffe übertragen werden.

Vorhandene Modelle und Simulationen von Rostfeuerungen für Abfälle (z. B. [4], [5], [6]) weisen bisher noch Optimierungspotential auf, da der in die Feuerung aufgegebene Brennstoffmassenstrom nicht „online“ anhand von betrieblichen Parametern *berechnet* und *kontinuierlich adaptiert* wird, sondern er als Konstante dem Modell aufgeprägt wird. Wie bereits erwähnt, lässt sich der Brennstoffmassenstrom bis dato jedoch nur ungenau u. v. a. nur über längere Mittelungszeiträume im Bereich von mehreren Stunden ermitteln. Kommt es zu Variationen der Brennstoffeigenschaften (z. B. des Heizwerts) so muss sich ggf. auch der Brennstoffmassenstrom ändern, da eine gleichbleibende Soll-Leistung angestrebt wird. Diese Anpassung des Brennstoffmassenstroms, eigentlich des Brennstoffvolumenstromes, wird in der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Regel automatisiert von der Feuerungsleistungsregelung (FLR)[1] vorgenommen. Unter anderem wird durch eine Variation der Beschickgeschwindigkeit bzw. -frequenz versucht, den Brennstoffmassenstrom zu beeinflussen, so dass die vorgegebene Soll-Leistung optimal eingehalten werden kann.

Im Rahmen des vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) geförderten und vom Projektträger Jülich (PtJ) koordinierten Forschungsvorhabens VOKos [7] wurde eine Methodik entwickelt, um den Brennstoffmassenstrom an Abfall-, Biomasse- und Ersatzbrennstoff-Verbrennungsanlagen ausschließlich durch die Vorgabe von konstruktiven Merkmalen (voraus)berechnen zu können. Die entwickelte Methodik führt zu einer Steigerung der Qualität von Feuerungsmodellen, kann ferner zur Vorkonfektionierung der FLR genutzt werden, um im Rahmen der Inbetriebnahme qualitativ höherwertige Ergebnisse in kürzeren Zeiträumen zu erzielen und kann zusätzliche Informationen für den Betrieb von Abfallverbrennungsanlagen liefern.

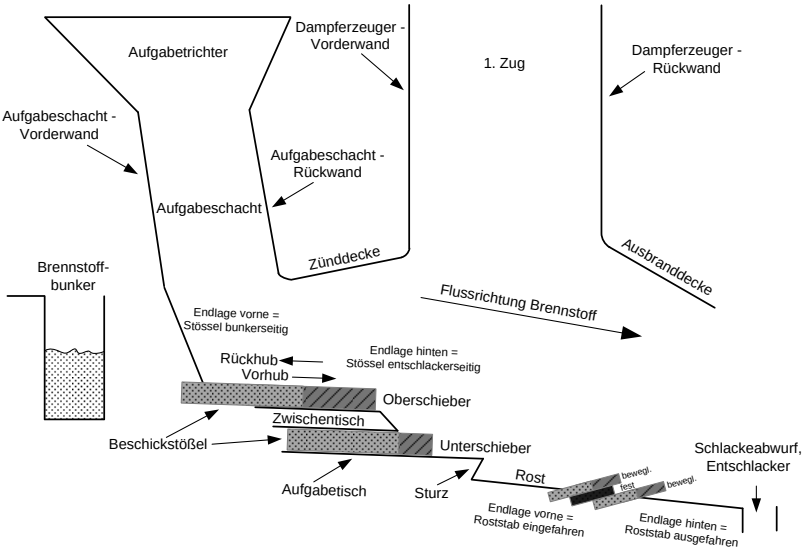


Bild 1: Schematischer Aufbau im Längsschnitt und Nomenklatur einer großtechnischen Rostfeuerungsanlage

[1] Korrekterweise ist die Bezeichnung „Feuerungsregelung“, da diese mehr als die Leistung regelt. Gebräuchlich ist jedoch der Begriff „Feuerungsleistungsregelung“ und soll auch hier synonym verwendet werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2 Beschickeinrichtung als Brennstoffdosiersystem

Bei der schieber- bzw. kolbenbasierenden Brennstoffbeschickung handelt es sich um ein quasikontinuierliches Dosiersystem. Diese Brennstoffdosierung auf den Rost erfolgt i. d. R. durch langsamen, gleichmäßigen Vorhub des Aufgabeschiebers in Richtung seiner hinteren Endlage, die durch einen schnellen Rückhub in seine Ausgangsposition die vordere Endlage unterbrochen wird, während dem kein Brennstoff auf den Rost dosiert wird. Bei einer Doppelkolbenbeschickung (vgl. Bild 1) ist die Fahrweise von Ober- und Unterschieber relevant; diese können sich synchron, asynchron oder sequentiell zueinander bewegen.

3 Verfahrenstechnisch-konstruktiver Ansatz

Das ursächliche Problem bei der Bestimmung der pro Doppelhub geförderten Brennstoffmasse ist, dass weder die Dichte des Brennstoffs im Aufgabebereich noch das geförderte Volumen bekannt sind[2]. Diese beiden Parameter sind weder direkt messbar noch lassen sie sich ohne weiteres rechnerisch bestimmen. In der Literatur (z. B. in [1] und [2]) finden sich hierzu wenig belastbare Angaben. Erschwert werden die Betrachtungen dadurch, dass sich die Brennstoffdichte vom Brennstoffaufgabetrichter, über den Aufgabeschacht bis hin zum Vorhub des Aufgabeschiebers permanent ändert.

3.1 Basis zur Fördergleichung der Beschickung

Prinzipiell sollte der Brennstoffmassenstrom $\dot{m}_{BrSt}$ aus dem Produkt des durch den Aufgabeschieber As bewegten effektiven Volumens $V_{Dh,As,eff}$, der Doppelhubzahl pro Stunde $n_{Dh,As}$ und der Dichte des Brennstoffes ρ_{BrSt} hergeleitet werden können. Das Volumen $V_{Dh,As,eff}$ wird über das Produkt aus Aufgabeschieber-Breite b_{As}, Hub-Länge l_{Hub} und Höhe des Aufgabemauls h_{Am} beschrieben[3]:

$$\dot{m}_{BrSt} = n_{Dh,As} \cdot V_{Dh,As,eff} \cdot \rho_{BrSt} = n_{Dh,As} \cdot (b_{As} \cdot l_{Hub} \cdot h_{Am}) \cdot \rho_{BrSt} \qquad (3\text{-}1)$$

Zur Validierung der Gleichung 3-1 wurden bei rund 50 Verbrennungslinien zum einen die Jahresbrennstoffmassenbilanzen und zum anderen die kurzzeitigen Kranmassenbilanzen ausgewertet. Die Anwendung der einfachen Formel 3-1 auf die über 50 repräsentativ ausgewählten realen Anlagen führte in der Regel zu *erheblichen Abweichungen* zwischen berechneten und gemessenen Massenströmen. Dies führte zu der Erkenntnis, dass offensichtlich weitere Einflüsse berücksichtigt werden müssen. Insbesondere muss davon ausgegan-

[2] Hier werden aus Gründen der Übersichtlichkeit nur einbahnige Einzel- bzw. Doppelkolbenbeschickungen im Detail besprochen. Dementsprechend sind die Indizes in den Abbildungen und Formeln nicht aufgeführt. Die Systematik ist aber übertragbar auf mehrbahnige Aufgabesysteme.

[3] Da breitere Rostsysteme mehrbahnig ausgeführt sein können, werden die Bahnen separat betrachtet. Im vorliegenden Text wird zur Erleichterung der Verständlichkeit nur eine einbahnige Beschickung beschrieben; sowohl bei der Einzelkolben- als auch bei der Doppelkolben-Betrachtung.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

gen werden, dass eine mittlere Brennstoffdichte einer einfachen Schüttung (wie sie bei der Anlieferung bestimmt werden kann), wie auch das vereinfacht angenommene Fördervolumen nicht den Verhältnissen in der Realität entsprechen, was zu einem erweiterten, verfahrenstechnisch-konstruktiven Ansatz führte. Er basiert einerseits auf den gegebenen geometrischen Konstruktionsdaten und andererseits auf den (allgemeingültigen) physikalischen Verfahrensdaten im Aufgabebereich. In die Berechnung des Brennstoffmassenstroms an der Aufgabe gehen ferner im Folgenden, neben der Geometrie und Verfahrenstechnik, auch verschiedene Kräfte, Drücke, Reibungskoeffizienten, Brennstoffdaten etc. ein.

Das geförderte Volumen pro Doppelhub des Aufgabeschiebers ist demnach bestimmt durch: den betrieblichen Parameter der Doppelhubzahl $\dot{n}_{Dh}$, sowie den konstruktiven Merkmalen Höhe des Aufgabemauls h_{Am}, Breite der Aufgabeschieber b_{As}, Höhe des Aufgabeschiebers h_{As} und den Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme}$. Mit der Dichte multipliziert, kann daraus ein Massenstrom berechnet werden.

An dieser Stelle ist es leicht vorstellbar, dass sich die Dichte des Brennstoffs *direkt vor* dem Aufgabeschieber ($\rho_{BrSt,komp,vor\ As}$) von der Dichte *oberhalb* des Aufgabeschiebers unterscheidet.

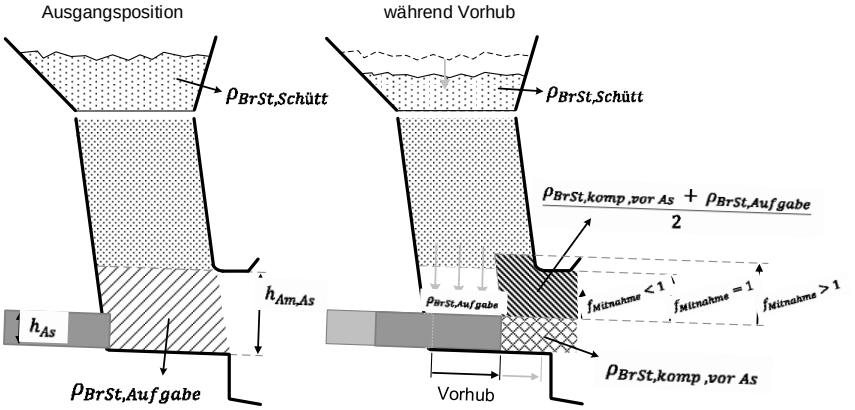


Bild 2: Darstellung der Dichten im Aufgabebereich während des Vorhubs

Insgesamt gehen die genannten Faktoren folgendermaßen in die erweiterte Massenstromformel einer Einzelkolbenbeschickung $\dot{m}_{Aufgabe,Ek}$ ein (3-2):

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

$$\dot{m}_{Aufgabe,Ek} = n_{Dh} \cdot b_{As} \cdot l_{Hub,As,eff} \cdot \left[h_{As} \cdot \rho_{BrSt,komp,vor\ As} + \left(h_{Am,As} - h_{As}\right) \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor\ As} + \rho_{BrSt,Aufgabe}}{2} \cdot f_{Mitnahme,Ek} \right] \quad (3\text{-}2)$$

3.2 Einfluss der Brennstoffdichte

Um eine Massenstromberechnung durchführen zu können, ist es unumgänglich, Kenntnis über die Dichten des Brennstoffes und deren Variabilität zu haben. Aus diesem Grund wurden verschiedenste Versuche in Bezug auf die Dichte von heterogenen Brennstoffen und Schlacken durchgeführt. Auf den Einfluss unterschiedlicher Initialdichten wird in [8] näher eingegangen. Grundsätzlich kann die „Anlieferdichte“, also die Dichte des angelieferten Brennstoffs, im Aufgabesystem durch zwei Effekte verändert werden:

1. Durch die Eigengewichtskraft und dem daraus resultierenden Druck p_{BrStS} (im Aufgabeschacht)
2. Durch von außen aufgeprägte Kräfte (durch den Aufgabeschieber $\rho_{BrSt,komp,vor\ As}$).

Eigene Untersuchungen im Gemeinschaftskraftwerk Schweinfurt (kurz: GKS) zeigten, dass sich die durchschnittliche Dichte im oberen Segment des Aufgabetrichters $\rho_{BrSt,Schütt}$ auf 275 $^{kg}/_{m^3}$ ± 41 $^{kg}/_{m^3}$ (n^4 = 5) beläuft. In Kombination mit einem empirisch ermittelten Verdichtungsfaktor im Schacht von 1,663 kann für die Dichte im Aufgabebereich $\rho_{BrSt,Aufgabe}$, d. h. *örtlich vor dem Aufgabeschieber*, ohne dass dieser einen Druck auf die Schüttung ausübt, rund 460 kg/m³ angegeben werden.

Der Aufgabeschieber übt während seines Vorhubes auf die davorliegende Brennstoffschüttung einen Druck aus. Der Brennstoff wird demnach während des Förderhubes weiter komprimiert.

Aus Versuchen mit einer industriellen Portalpresse[5] wurde ein Zusammenhang ermittelt, der die Dichte des Brennstoffs im Zusammenhang mit der aufgebrachten Kraft wiedergibt. Die untenstehende Bild 3 zeigt Verdichtungsverläufe von Restmüll mit unterschiedlichen Initialdichten bis zu einem Druck auf die Müllschüttung von 400 mbar. Aus den Versuchen kann eine Näherungsformel abgeleitet und damit die Verdichtungskurve für den Brennstoff Restabfall ausgehend von seiner Initialdichte $\rho_{Müll,Schütt}$ berechnet werden (vgl. Bild 3, Kurve „Dichterechnung“).

[4] n = Anzahl der Messungen

[5] Einkammerballenpresse vom Typ PP1207 der Firma Strautmann Umwelttechnik GmbH, D-49219 Glandorf

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Aus den beschriebenen Versuchen mit der Portalpresse kann abgeleitet werden, dass durch das *Aufprägen einer Kraft* vom Aufgabeschieber mit einer weiteren lokalen Verdichtung des Brennstoffes zu rechnen ist. Über den Hydraulikdruck p_{Vh} der Zylinder für den Aufgabestößel und somit der Vorhubkraft $F_{Vh,As}$ kann diese Kraft bestimmt werden.

Mittels der in Bild 4 dargestellten Kräftebilanz und dem Druck der Brennstoffsäule p_{BrStS} kann der Druck im Aufgabebereich, der durch den Aufgabestößel während des Vorhubs wirkt, berechnet werden:

$$p_{BrSt,Vh} = \frac{F_{Verhakungsebene}+F_{R,Vh,As}+F_{R,ges,Seitenwände}}{b_{As}\cdot h_{Am,As}} + p_{BrStS} \qquad (3\text{-}3)$$

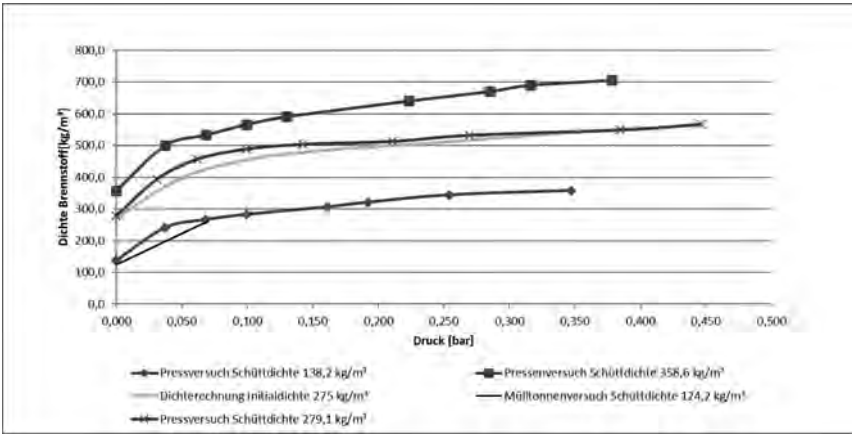


Bild 3: Ergebnisse Pressenversuch mit Brennstoff Hausmüll

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

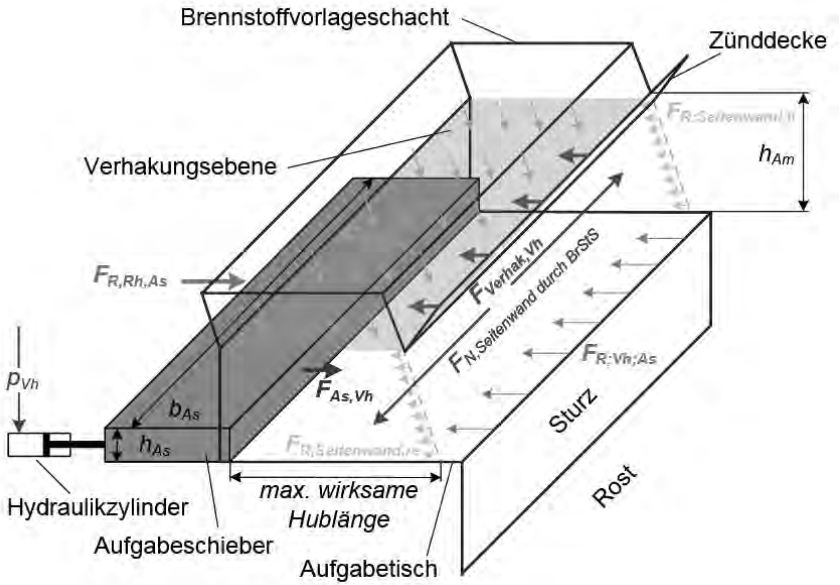


Bild 4: Wirkende Kräfte im Aufgabenbereich einer Einzelkolbenbeschickung

Mit dem aus Bild 3 ermittelten Polynom für Restmüll und dem aus 3-3 errechneten Druck $p_{BrSt,Vh}$ kann die Dichte $\rho_{BrSt,komp,vor\ As}$, welche sich vor dem Schieber während des Vorhubs einstellt, bestimmt werden. Diese beträgt bspw. am GKS rund 550 $^{kg}/_{m^3}$ (bei einer Initialdichte von $\rho_{Müll,Schütt} = 275\ ^{kg}/_{m^3}$).

3.3 Einfluss von Hublänge und Hubposition

Auf der Basis von umfangreichen Versuchen an den Verbrennungslinien des GKS und an weiteren großtechnischen MVA[6] können zusammenfassend Erkenntnisse über den Beschickvorgang dokumentiert werden.

3.3.1 Minderung der Hub-Fördereffektivität durch die Wirksamkeitsgrenzlinie

Grundlegend konnte ein Bereich der Aufgabeschieberbewegung nachgewiesen werden, in dem der Vorhub des Aufgabeschiebers nicht mehr wirksam zur Förderung von Brennstoff beiträgt. Der *wirksame* wird vom *unwirksamen* Förderbereich durch die sog. Wirksamkeitsgrenzlinie als gedachte Verlängerung der Schachtrückwand Richtung Aufgabetisch getrennt (Bild 5). Mit diesen Erkenntnissen kann eine tatsächlich wirksame Hublänge des Aufgabe-

[6] MVA = Müllverbrennungsanlage

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

schiebers rechnerisch für jede Anlage ermittelt werden. Diese Länge entspricht der (konstruktiv) *maximal möglichen wirksamen* Hublänge des Aufgabeschiebers.

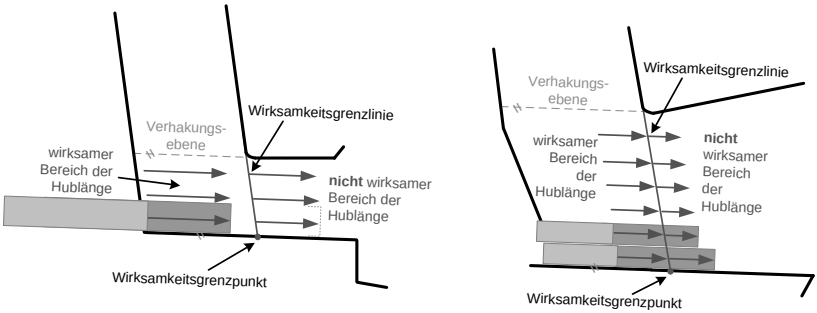


Bild 5: Wirksamkeitsgrenzlinie an Einzel- und Doppelkolbenbeschickung

Die *tatsächlich mögliche* wirksame Hublänge ist die um die im nachfolgenden Abschnitt 3.3.2 beschriebenen Effekte reduzierte Hublänge.

3.3.2 Minderung der Hub-Fördereffektivität durch den Leerhub im Brennstoff

Neben dem Einfluss der Wirksamkeitsgrenze konnte beobachtet werden, dass selbst im wirksamen Bereich nicht sofort nach Beginn des Vorhubes des Aufgabeschiebers eine Förderung in den Brennraum erfolgt. Die in dieser Zeit zurückgelegte Strecke wird als Leerhub bezeichnet. Ursächlich dafür ist zum einen eine Brückenbildung am Aufgabeschieber und zum anderen die Elastizität des Brennstoffes, mit der sich daraus ergebenden Kompressibilität. Der Leerhub konnte über umfangreiche Versuche quantifiziert werden. Die ermittelten Teilhublängen können nun zu der *effektiven* Hublänge zusammengefasst werden.

3.4 Einfluss der Höhe von Aufgabeschieber und Aufgabemaul auf die Förderleistung

Eine quantitativ und qualitativ detailliertere mechanische Beschreibung des Transportes durch den Aufgabeschieber kann allein die merklichen Abweichungen zwischen den berechneten und den in der Praxis ermittelten Daten nicht ausgleichen.

Es ist leicht vorstellbar, dass oberhalb des Aufgabeschiebers bis zur Höhe des Aufgabemauls der Transport des Brennstoffes nicht direkt proportional zur Bewegung des Aufgabeschiebers ist, da insbesondere die Verdichtung des Brennstoffes mit zunehmendem Abstand zum Aufgabeschieber kleiner wird. Aufgrund der Kohäsionseigenschaften des Brennstoffs muss davon ausgegangen werden, dass während des Vorhubs ein gewisser Teil des Volumens zwischen Aufgabeschieber und Aufgabemaul auch mit in den Feuerraum gefördert

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

wird (vgl. Bild 2). Somit wird im Folgenden zwischen dem Transport *vor* dem Aufgabeschieber und *oberhalb* des Aufgabeschiebers unterschieden.

3.4.1 Förderleistung vor dem Aufgabeschieber

Die Förderleistung vor dem Aufgabeschieber kann mit 100 % angesetzt werden, da das Volumen des Brennstoffs vor dem Schieber nach dem Vorhub vollständig durch das Schiebervolumen substituiert ist. Bezüglich der sich einstellenden Dichte $\rho_{BrSt,komp,vor\ As}$ im Vorhub, kann angenommen werden, dass der Aufgabeschieber den Brennstoff auf seiner gesamten Höhe h_{As} verdichtet. Diese Dichte kann, unter Berücksichtigung der Kräftebilanz und der aus Bild 3 ermittelten Näherungsformel aus den Pressenversuchen (siehe Kapitel 3.1), errechnet werden.

3.4.2 Förderleistung oberhalb des Aufgabeschiebers

Die Versuche zu den Aufgabetrichterbetrachtungen haben gezeigt, dass während des Vorhubs des Aufgabeschiebers ein reproduzierbares Nachrutschen des Brennstoffs im Aufgabetrichter stattfindet. Falls nur das Volumen des Schiebers gefördert werden würde, wäre während des Vorhubs keine Brennstoffbewegung im Trichter ersichtlich. Aus dem nachrutschenden Volumen im Trichter und dem Kompressionsfaktor, der die Kompression des Brennstoffs innerhalb des Aufgabeschachtes beschreibt, kann auf einen Mitnahmefaktor (vgl. Bild 2), der sich auf die Höhe zwischen Oberkante Aufgabeschieber und Aufgabemaul bezieht, geschlossen werden. Die Ergebnisse aus den Versuchen am GKS zeigen, dass hier der Mitnahmefaktor ca. 1,25 beträgt. Das bedeutet, es wird pro Beschickvorhub das vollständige Volumen an Brennstoff, welches sich zwischen Oberkante des Schiebers und Aufgabemaul befindet (1,0) *und 25 % darüber hinaus* (+0,25) auf den Rost gefördert. Eingeführt wird der anlagenspezifische Mitnahmefaktor des Aufgabeschiebers $f_{Mitnahme}$.

Die Formel zur Berechnung des Mitnahmefaktors (3-4) besteht aus einem konstruktiven Term und einem multiplikativen dynamischen Term. Im konstruktiven Term wird die Geometrie des Aufgabebereiches beschrieben, während im dynamischen Term berücksichtig wird, dass sich der Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme}$ ändert, sobald Hublänge, Hubposition und / oder Frequenz des Aufgabeschiebers vom (theoretischen) Optimum abweichen, was die Regel sein wird.

konstruktiver Term

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

$$f_{Mitnahme} = \left[1{,}35 - 1{,}35 \cdot \left(\frac{\frac{h_{Am}}{h_{As}}}{3} - 1 \right) - sin(20° - \gamma_{Sch}) \cdot \frac{h_{As}}{h_{Am}} \right] \cdot \frac{n_{Dh,hypothetisch} \cdot \left(l_{Sch,Hypo'} - l_{SchVW\ zu\ As} \right)}{n_{Dh,As} \cdot l_{Hub,As,FLR,eff}} \qquad (3\text{-}4)$$

dynamischer Term

Der konstruktive Term von Gl. 3-4 beschreibt somit das maximal förderbare Volumen *oberhalb* des Aufgabeschiebers.

Wichtig ist in diesem Zusammenhang das Verhältnis $\frac{h_{Am}}{h_{As}}$, welches nicht beliebige Ausmaße annehmen kann. Für die Praxis gilt: $1{,}8 \leq \frac{h_{Am}}{h_{As}} \leq 8$. Aus umfangreichen Versuchen an Anlagen, die mitunter den jeweiligen Extremwerten von $\frac{h_{Am}}{h_{As}}$ entsprechen, konnten – kurz zusammengefasst – folgende Erkenntnisse gewonnen werden: Umso kleiner das Verhältnis $\frac{h_{Am}}{h_{As}}$, umso größer wird der Mitnahmefaktor. An Anlagen mit einem Verhältnis $\frac{h_{Am}}{h_{As}} > 5$, das heißt großes Aufgabemaul zu kleiner Schieberhöhe wurde festgestellt, dass bereits etwas unterhalb der Hälfte des Abstandes zwischen Oberkante Aufgabeschieber und Höhe Aufgabemaul kein effektiver Brennstofftransport mehr stattfindet.

Der dynamische Teil des Mitnahmefaktors beschreibt den Zusammenhang zwischen dem Fördervolumen oberhalb des Aufgabeschiebers und der – *im Verhältnis zum theoretischen Optimum* – tatsächlich gefahrenen Hubgeschwindigkeit bzw. Hublänge und Hubposition.

Die hypothetische Doppelhubzahl $n_{Dh,hypothetisch}$ (= theoretisch einzustellende Doppelhubzahl bei max. möglicher wirksamer Hublänge und einem definierten Soll-Massenstrom $m_{BrSt,Soll,Anlage}$) wird benötigt um die Variation und Verkürzung der Hubposition bzw. des Hubes zu beschreiben oder um auszulegende Anlagen bzw. Feuerleistungsregelungen vorzukonfektionieren.

Bezüglich der geförderten Dichte oberhalb des Aufgabeschiebers wird angenommen, dass sich diese aus dem Mittelwert der Dichte vor dem Aufgabeschieber $\rho_{BrSt,komp,vor\ As}$ und der Dichte im Aufgabebereich $\rho_{BrSt,Aufgabe}$ ergibt. Die Dichte im Aufgabebereich $\rho_{BrSt,Aufgabe}$ ist eine Funktion der Höhe der Brennstoffsäule, während die Dichte vor dem Aufgabeschieber $\rho_{BrSt,komp,vor\ As}$ (während / nach dem Vorhub) zusätzlich eine Funktion der beim Aufgabehub auftretenden Kräfte ist.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3.5 Besonderheiten der Doppelkolbenbeschickung

Das Prinzip der Berechnung des Massenstromes beruht grundsätzlich auf der Einzelkolbenberechnung[7] und wird bei einer Doppelkolbenbeschickung[8] auf Gleichung 3-5 übertragen, wobei j = 2 ist (mit 1 = Oberschieber und 2 = Unterschieber). Es werden somit auf der Basis der Einzelkolbenberechnung aus den Abschnitten 3.4.1 und 3.4.2 separat die Massenströme des Oberschiebers (OS) $\dot{m}_{Os,eff}$ und des Unterschiebers (US) $\dot{m}_{Us,eff}$ bestimmt:

$$\dot{m}_{Aufgabe,Dk} = \sum_{j=1}^{J} \left(\dot{m}_{j,Os,eff} + \dot{m}_{j,Us,eff} \right) \qquad (3\text{-}5)$$

Wie aus Bild 6 ersichtlich, können auf Basis der untersuchten Anlagen drei Fahrzyklen von Doppelkolbenanlagen unterschieden werden.

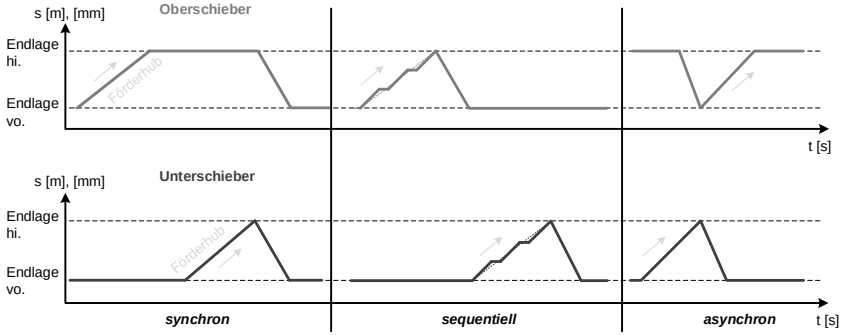


Bild 6: Fahrzyklen Doppelkolbenbeschickung (qualitativ)

Die Doppelschieber beeinflussen wechselweise die Dichte des Brennstoffes im Aufgabebereich in Abhängigkeit des jeweiligen Fahrzyklus. Unabhängig davon, welcher der 3 möglichen Zyklen gefahren wird, besteht jeder einzelne Fahrzyklus aus *einem* Doppelhub des Oberschiebers und *einem* Doppelhub des Unterschiebers. Demnach ist es nicht möglich, dass Ober- und Unterschieber eine unterschiedliche Hubfrequenz (Doppelhubzahl) fahren. Die Geschwindigkeiten mit der die Hübe gefahren werden, können sich in der Praxis zwischen Ober- bzw. Unterschieber jedoch unterscheiden, insbesondere wenn von OS und US auch unterschiedlich die Hublängen gefahren werden. Die resultierenden Formeln für den sequentiellen und den asynchronen Zyklus sind detailliert in [8] angegeben und wurden auch entsprechend validiert.

[7] Index *Ek*

[8] Index *Dk*

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4 Gesamtgleichung und Anwendungsergebnisse

Die oben beschriebenen Formeln, mit der unter Verwendung konstruktiver und verfahrenstechnischer Daten, der Massenstrom an einer Stößelbeschickung berechnet werden kann, wurde an insgesamt mehr als 50 Verbrennungslinien validiert. Die Abweichungen des berechneten Massenstroms zu den realen Anlagenwerten bewegen sich in einem Bereich von ± 10 %, meist sogar im Bereich < ± 5 %. Die betrachteten Anlagen enthalten sowohl Einzelkolbenbeschickungen als auch Doppelkolbenschickungen mit unterschiedlichen Fahrzyklen (siehe Kapitel 3.5 und Bild 6). Die visuelle Darstellung einer "Gesamtgleichung" für die Berechnung des Massenstroms ist aus Gründen der Übersichtlichkeit schwierig. Bild 7 gibt in Form eines vereinfachten Blockschaltbildes den Aufbau wieder.

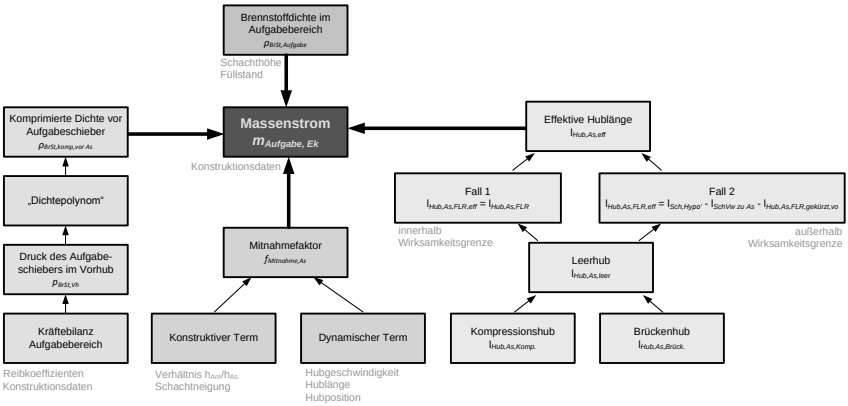


Bild 7: Blockschaltbild der Massenstromformel für Einzelkolbenbeschickungen

An mehreren großtechnischen Anlagen wurde die Formel 3-2 als Funktionsablaufplan in die Prozessleittechnik implementiert. Im laufenden Anlagenbetrieb kann mit der Berechnung des Massenstromes (als 1-h-Mittelwert), bezogen auf den 3 h-Mittelwert der Kranwaage, ein zufriedenstellendes Ergebnis erzielt werden. Im Mittel über 8 h belaufen sich die Abweichungen zum 3 h-Mittelwert der Krangewichte auf -1,9 % und zum Stundenmittelwert der Krangewichte auf -2,3 %. Die Formel 3-2 ist in geringfügig abweichender Form, bezogen auf den Brennstoff Biomasse, in einem Biomasse-Heizkraftwerk ebenfalls als Funktionsablaufplan einprogrammiert worden, wie in Bild 8 ersichtlich. Die oben genannten Brennstoffuntersuchungen um das Dichtepolynom zu erhalten, wurden demnach auch für Biomasse durchgeführt. Die Abweichungen der Massenstromformel betragen hier lediglich < 6 %.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

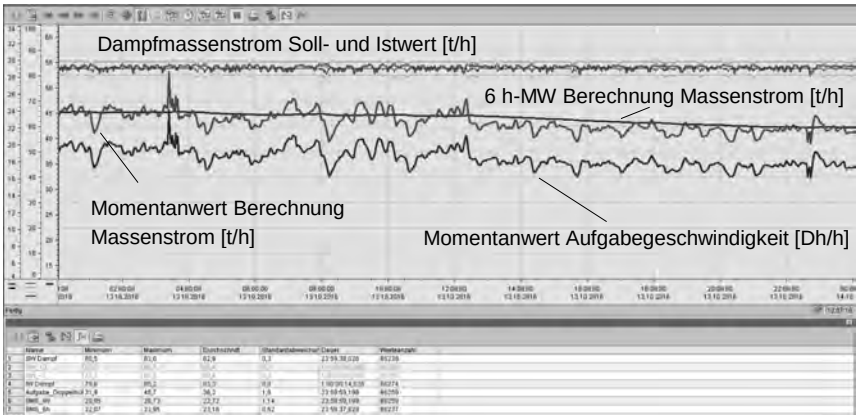


Bild 8: Praxisbezogenes Beispiel Massenstromformel im Biomassekraftwerk (24 h-Trend)

Ein Vergleich mit einem gemessenen Massenstrom kann in Bild 8 nicht dargestellt werden, da an dieser Anlage das Brennstoffhandling nicht mit einem Kran, sondern – wie bei Biomasseanlagen durchaus üblich – über Förderbänder und Schubböden erfolgt, bei denen in der Regel keine kontinuierliche Erfassung des Brennstoffmassenstroms vorgesehen ist. Insofern bietet gerade bei solchen Anlagen die Anwendung der Brennstoffmassenstromformel den Vorteil, dass die Betriebsmannschaft erstmalig "online" über den aktuellen Brennstoffmassenstrom informiert werden kann.

5 Fazit & Ausblick

Literaturrecherchen haben gezeigt, dass für den Brennstoff Restabfall keine repräsentativen Untersuchungen zum Thema Feststofftransport existieren. Um somit bestehende Feuerungsmodelle mit einem Modul "Brennstoffaufgabe" erweitern zu können, waren umfangreiche Untersuchungen anzustellen. An dieser Stelle wurde der oben beschriebene verfahrenstechnisch-konstruktive Ansatz entwickelt. Mittels der im Abschnitt 3 entwickelten Vorgehensweise ist es nun möglich, den Brennstoffmassenstrom an allen Bauformen von Kolbenbeschickungen (Einzelkolben, Doppelkolben, einbahnig, mehrbahnig) nur durch die Angabe von Konstruktionsdaten mit einer Genauigkeit von maximal +/- 10 % und im Mittel von -2 % vorauszuberechnen. Als Besonderheit soll erwähnt werden, dass die entwickelten Formeln zur Berechnung des Brennstoffmassenstromes sensitiv sowohl auf eine Variation der Hublänge als auch der Hubposition sind.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bundesministerium für Bildung und Forschung

An dieser Stelle sei noch einmal dem Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) und dem Projektträger Jülich (PtJ) für die Ermöglichung dieser Forschungsarbeiten gedankt[9].

6 Literaturverzeichnis

[1] Stadtwerke Düsseldorf AG, Vereinigte Kesselwerke AG, Ferdinand Lentjes Dampfkessel- und Maschinenbau: Maßnahmen zur Minderung feuerraumseitiger Korrosion; Im Rahmen des „Zukunfts-Investitions-Programms, Dezember 1980 (Förderkennzeichen Bundesministerium für Forschung und Technologie 14 000 27/I); Hauptbericht Phase I, II und III, Bände 1 – 4

[2] Reimann, D. O.: Zeitgemäße Restabfallverbrennung – Stand der Technik – Möglichkeiten – Grenzen; Bamberg, 1993, Schriftenreihe Umweltschutz

[4] Wolf, Ch.: Erstellung eines Modells der Verbrennung von Abfall auf Rostsystemen unter besonderer Berücksichtigung der Vermischung - ein Beitrag zur Simulation von Abfallverbrennungsanlagen. Dissertation an der Universität Duisburg-Essen, Fakultät für Ingenieurwissenschaften, Maschinenwesen, Campus Essen, 2005.

[5] Krüll, F.: Verfahren zur numerischen Simulation von Müllrostfeuerungen, Dissertation an der Ruhr-Universität Bochum, Fakultät für Maschinenbau, Bochum, 2001

[6] Warnecke, R., Wirtz S., Marzi Th., Weghaus M.: Brennstoff- und Rostmodell zur Beschreibung der Vorgänge im Feuerraum - GKS-Feuerungsmodell. VDI Wissensforum: Seminar „Beläge und Korrosion, Verfahrenstechnik und Korrosion in Großfeuerungsanlagen, Frankfurt am Main, 2007

[7] Internet-Seite, Zugriff am 12.12.2016: http://www.matressource.de/projekte/vokos/

[8] Warnecke, R., Zwiellehner, M., Grafmans, F., Müller, V.: Beschreibung des Transports in der Brennstoffaufgabe – Brennstoffcharakterisierung und Brennstofftransport. VDI

[9] Die Verantwortung für den Inhalt der Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Wissensforum: Seminar „Beläge und Korrosion, Verfahrenstechnik und Korrosion in Großfeuerungsanlagen, Hamburg, 2017

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Flamelet-Tabellierung im Kontext der Simulation von Kohlestaubverbrennung

M.Sc. **R. Knappstein**, Dr.-Ing. **G. Kuenne**, Prof. Dr. rer. nat. **A. Sadiki**, Prof. Dr.-Ing. **J. Janicka**, Institut für Energie- und Kraftwerkstechnik, TU Darmstadt, Darmstadt

Kurzfassung

In dieseBildr Arbeit wird ein Flamelet Generated Manifold (FGM) - Modellierungsansatz für Kohlestaubverbrennungssysteme diskutiert, bei dem vorgemischte Flamelets in Abhängigkeit weniger Kontrollvariablen tabelliert werden. Dabei werden die wesentlichen Phasen des Kohleumsetzungsprozesses – Volatilenverbrennung und Koksabbrand – sowie Effekte nicht-adiabater Physik und endlich schneller Chemie berücksichtigt. Dieser Ansatz ist für die Verwendung in Large Eddy Simulationen (LES) von realistischen Anlagen mit Kohlestaubfeuerungen geeignet. Zunächst werden das physikalische Problem und die daraus resultierenden Notwendigkeiten bei der Definition der Tabellenkontrollvariablen dargelegt. Beim Abbrand des Koks wird Sauerstoff aus der Umgebung des Kohlepartikels umgesetzt. Dies muss bei der Formulierung der Kontrollvariablen unter Gewährleistung von Massen- und Energieerhaltung sowie in der Speziesbilanzierung berücksichtigt werden. Anschließend wird das Tabellierungskonzept erläutert. Dabei wird sowohl auf die Formulierung der Zugriffsvariablen als auch auf numerische Aspekte eingegangen. Bezüglich letzterer liegt der Fokus auf der nicht-äquidistanten Tabellenstruktur sowie dem schnellen Tabellenzugriff. Abschließend wird der Ansatz hinsichtlich der korrekten Bilanzierung von Masse und Spezies verifiziert.

Abstract

In this work a Flamelet Generated Manifold (FGM) modeling approach for pulverized coal combustion is presented in which premixed flamelets get tabulated in dependence of only a few control variables. Within this method, the main steps of the coal conversion process being volatiles combustion and char burnout as well as non-adiabatic physics and infinite rate chemistry effects are taken into account. This approach is suited for the application in Large Eddy Simulations (LES) of realistic pulverized coal combustion configurations. First, the physics and the resultant requirements in defining the table control variable get depicted. During char burnout, oxygen from the close proximity of the particle gets consumed which

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

has to be considered in the model formulation under maintaining mass, energy and species balances. Second, the tabulation concept is outlined. Thereby, the choice of control variables as well as numerical aspects are discussed. Regarding the latter, the focus lies on the non-equidistant table structure in combination with a quick non-searching table access. Finally, the approach presented is verified with emphasis on consistency in terms of mass and species balance.

1. Einleitung

Die Flamelet-Modellierung hat sich seit vielen Jahren als leistungsfähige Methode in der Verbrennungsmodellierung reiner Gasphasen bewährt. Ihre Anwendung auf Kohlestaubverbrennungssysteme ist aufgrund der Komplexität des Brennstoffs gleichermaßen herausfordernd wie erstrebenswert für eine hohe Vorhersagegüte der im Rahmen einer LES zeitaufgelösten Prozesse. Unter anderem in den Arbeiten von Rieth et al. [1] und Watanabe et al. [2] wurden hierzu Modellierungskonzepte vorgestellt, die auf Diffusionsflamelets basieren. Der in dieser Arbeit behandelte und für die Erfordernisse der Kohleverbrennung erweiterte FGM-Modellierungsansatz geht ursprünglich zurück auf van Oijen und de Goey [3] und verwendet Vormischflamelets. Bei dieser Methode werden laminare eindimensionale Flammen („Flamelets“) im Vorfeld der eigentlichen CFD-Simulation (Computational Fluid Dynamics) mit detaillierter Reaktionskinetik berechnet und in Abhängigkeit von wenigen Kontrollvariablen, die den thermo-chemischen Zustand charakterisieren tabelliert. Die Anwendbarkeit von Vormischflamelets auf das klassische Diffusionsregime um einzelne Kohlepartikel herum wurde in einer vorangehenden Arbeit bewertet [4]. Dabei zeigte sich, dass die Volatilenverbrennung trotz lokaler Unterschiede in der Flammenstruktur insgesamt gut wiedergegeben werden konnte. Ferner ist die geplante Anwendung des hier vorgestellten Modells für Kohleflammen vorgesehen, die durch vorgemischte Methanverbrennung assistiert wird. Im Folgenden werden die vom Modell abzubildende Physik dargelegt und die resultierenden Modellanforderungen diskutiert. Anschließend wird der Modellansatz vorgestellt. Abschließend sind Ergebnisse der Verifikation und eine Zusammenfassung gegeben.

2. Physikalische Problemstellung und Modellanforderungen

Kohle ist ein komplexer Brennstoff. Zum einen ist das Verbrennungsverhalten abhängig von der jeweiligen Kohlesorte. Zum anderen verändert sich der Brennstoff im Laufe seiner Umsetzung. Letzterer Aspekt ist für die Modellbildung relevant. Die erste wesentliche Phase der Kohleumsetzung ist die Ausgasung der flüchtigen Bestandteile und deren anschließende

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Verbrennung in der Gasphase. Als zweite Phase schließt sich die Umsetzung des zurückbleibenden Kohlenstoffskeletts (Koks) in Form einer heterogenen Reaktion sowohl auf der äußeren als auch den inneren Oberflächen der porösen Partikelstruktur an. Volatile und gasförmige Koksabbrandprodukte müssen als zwei unterschiedliche Brennstoffe behandelt werden. Erstgenannte werden im Rahmen des tabellierten Chemie-Ansatzes mit Hilfe eines ersten Mischungsbruchs erfasst.

$$f_1 = Z_{C,CH_4} + Z_{H,CH_4} . \tag{2.1}$$

Hierin bezeichnen Z_{C,CH_4} und Z_{H,CH_4} die Elementmassenbrüche des aus dem CH_4 stammenden C beziehungsweise H. Als Volatilenzusammensetzung wurde CH_4 angenommen, was als Surrogatbrennstoff betrachtet werden kann, dessen Reaktion im Rahmen des verwendeten GRI 3.0 Mechanismus [5] beschreibbar ist. Dies stellt angesichts der in der Realität komplexeren, aus mehreren Spezies bestehenden Volatilen eine vereinfachende Annahme dar, die mit Hilfe von Simulationen unter Verwendung von detaillierter Kinetik bewertet wurde [4]. Verglichen mit einer realistischen Zusammensetzung zeigten sich in der Volatilenreaktion eines einzelnen Kohlepartikels lokale Unterschiede in der Chemie. Die globale Volatilen-verbrennung war jedoch in Hinblick auf Dauer und Flammenstruktur kaum beeinflusst. In Konfigurationen, in denen die Kohleverbrennung durch eine Methanflamme assistiert wird, werden so jenes Methan und die Volatile als ein Brennstoff behandelt.

An die Volatilenverbrennung schließt sich die wesentlich langsamere Oberflächenreaktion der verbliebenen Koksstruktur mit Sauerstoff an. Der Koks beziehungsweise die gasförmigen Produkte der heterogenen Reaktion sind der zweite Brennstoff im System, der bei der Tabellierung der chemischen Reaktion durch eine adäquate Kontrollvariable beschrieben werden muss. Beim Koksabbrand diffundieren Sauerstoffmoleküle sowohl zur äußeren als auch hin zur inneren porösen Partikeloberfläche. Dort findet eine Oberflächenreaktion mit der festen Kohlenstoffstruktur statt, aus der im Wesentlichen Kohlenmonoxid hervorgeht. Sauerstoff wird verbraucht und die Koksmasse reduziert sich, was durch entsprechende Modellansätze erfasst wird. Das entstandene CO nimmt anschließend am weiteren Verlauf der Gasphasenreaktion teil. Da die Partikel im verwendeten Euler-Lagrange Ansatz räumlich nicht aufgelöst werden und nur über Quellterme im Rahmen der Zwei-Wege-Kopplung eine Interaktion zwischen den Phasen stattfindet, müssen diese Vorgänge modelliert werden. Die transiente Umsetzung des Kohlenstoffs wird beschrieben durch ein Modell, welches auf Baum und Street zurückgeht [6]. Das FGM-Modell kann nur die Gasphasen- und nicht die Oberflächenreaktion berücksichtigen. Die Definition der Schnittstelle und damit einhergehend

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

der zusätzlichen Tabellendimension stellt die Herausforderung bei der Modellierung von Kohleverbrennung im Kontext tabellierter Gasphasenchemie dar.

Zur Verdeutlichung wird eine imaginäre Systemgrenze gezogen (gestrichelte graue kreisförmige Linien in Bild 1), die die einzelnen Prozesse entweder dem Partikel- oder dem Gasphasensystem zuordnet und dabei die Interaktion zwischen diesen unter Beibehaltung der Konsistenz der Masse-, Spezies- und Energieerhaltung korrekt erfasst. Diese Systemzuordnung ist in Bild 1 in drei Schritten schematisch dargestellt. Die Luftatmosphäre besteht aus Sauerstoff und Stickstoff. In einer Verbrennungsumgebung wären auch andere Spezies vorhanden. Diese sind für den hier diskutierten Modellaspekt allerdings nicht relevant und daher in der Darstellung nicht vorhanden. Die grünen und blauen Pfeile kennzeichnen die Diffusion von O_2 beziehungsweise N_2 zur Partikeloberfläche (links in Abbildung 1). Auf dieser reagiert der feste Kohlenstoff mit O_2 zu CO (mittig in Bild 1). Der Stickstoff bleibt hier inert. Kohlenmonoxid und Stickstoff werden nach dieser Oberflächenreaktion wieder dem Gasphasensystem zugeordnet (rechts in Bild 1) und damit vom FGM-Modell erfasst.

Bild 1: Die drei Darstellungen beschreiben schematisch von links nach rechts gehend den zeitlichen Ablauf der chemischen Vorgänge während des Koksabbrands wie sie durch das FGM-Modell erfasst werden. Die kreisförmigen gestrichelten grauen Linien markieren die Systemgrenze zwischen Partikel- und Gasphasensystem.

In dieser Beschreibung finden sich die physikalischen Vorgänge rudimentär wieder. Für deren Berücksichtigung in Form einer zusätzlichen Tabellendimension müssen im Wesentlichen zwei Kriterien erfüllt sein. Erstens wäre eine auf Elementbrüchen basierende Formulierung der zusätzlichen Dimension erstrebenswert, da Elemente erhalten bleiben und die zusätzliche Tabellenkontrollvariable so zu einem passiven Skalar wird. So wären keine Auflösungsanforderungen des Quellterms bei der räumlichen Diskretisierung des Problemgebiets zu berücksichtigen. Dies wäre durch eine Mischungsbruchformulierung erfüllt, welche den Mischungszustand zwischen den gasförmigen Koksabbrandprodukten

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

und einem Oxidator beschreibt. Zweitens wird proportional zur Menge des produzierten CO Sauerstoff verbraucht, was zu einer Sauerstoffsenke beim Oxidator führt und somit dessen Zusammensetzung ändert. Dies ist nicht wünschenswert, da der gleiche Oxidator mit konstanter Zusammensetzung – Luft – wie für den ersten bereits oben definierten Mischungsbruch Verwendung finden soll.

3. Flamelet Generated Manifold Modell basierend auf vier Kontrollvariablen

Neben dem oben definierten Mischungsbruch f_1 sowie der unten eingeführten Formulierung für den zweiten Brennstoff werden zusätzlich die Enthalpie sowie eine Reaktionsfortschrittsvariable bei der Tabellierung der thermo-chemischen Zustände verwendet, sodass insgesamt ein vierdimensionaler Zustandsraum entsteht. Die Flamelets, die die Basis für die Tabelle bilden wurden mit Chem1D [7] berechnet, einem Code optimiert für die Lösung eindimensionaler Flammen mit detaillierter Reaktionskinetik. Während der CFD-Simulation müssen lediglich Transportgleichungen für die vier Tabellenkontrollvariablen gelöst werden. Eine detaillierte Darstellung der Tabellenkonzeption basierend auf den bisherigen drei Zugriffsvariablen Mischungsbruch f_1, Reaktionsfortschrittsvariable und Enthalpie findet sich in Ketelheun et al. [8].

Formulierung der zusätzlichen Tabellenzugriffsvariablen

Unter Berücksichtigung der in Abschnitt 2 benannten Kriterien wurde die folgende Formulierung für einen zweiten Mischungsbruch, der die zusätzliche Kontrollvariable darstellt, verwendet:

$$f_2 = Z_{C,CO} + Z_{O,CO} + Z_{N_2,SFR} \,. \tag{3.1}$$

Analog zum ersten Mischungsbruch bezeichnen $Z_{C,CO}$ und $Z_{O,CO}$ die Elementmassenbrüche des aus dem CO stammenden C beziehungsweise O. $Z_{N_2,\mathrm{SFR}}$ steht für den Elementmassenbruch von N_2, welches in der Modellvorstellung an der Oberflächenreaktion beteiligt ist (SFR: Surface Reaction). Das Element Kohlenstoff in CO unterscheidet sich chemisch nicht vom C in CH_4, welches für die Definition des ersten Mischungsbruchs herangezogen wurde. Im Rahmen der Variablendefinition erfolgt jedoch eine Unterscheidung. Obwohl es sich um eine inerte Spezies handelt, wurde Stickstoff ebenfalls bei der Brennstoffdefinition hinzugenommen. Dies dient der Erfüllung des zweiten oben formulierten Kriteriums. Auch hier wird im Rahmen des Modells eine Unterscheidung zwischen dem Stickstoff vorgenommen, welcher im Oxidator enthalten ist und dem, der definitionsgemäß zum Koksprodukt zugehörig ist. Entlang dieser zweiten Brennstoff-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabellendimension wurde Luft mit einem festen Verhältnis von Stickstoff zu Sauerstoff als Oxidator verwendet,

$$\frac{Y_{N_2,Luft}}{Y_{O_2,Luft}} = 3{,}2935\,. \tag{3.2}$$

Im Modell diffundieren N_2 und O_2 mit diesem festen Verhältnis zur Partikeloberfläche. Innerhalb des Partikelsystems reagieren der feste Kohlenstoff und der Sauerstoff zu Kohlenmonoxid. Die gasförmige Brennstoffmischung, welche das Partikelsystem nach dieser Reaktion wieder verlässt und durch den zweiten Mischungsbruch f_2 repräsentiert wird hat in Folge des konstanten Oxidators ebenfalls eine feste Zusammensetzung mit $Y_{CO} = 0{,}34719$ und $Y_{N_2} = 0{,}65281$. Im Laufe dieses gesamten Prozesses war der Stickstoff lediglich ein inerter Partner, der nur hinzugefügt wurde, um Brennstoff und Oxidator als konstant definieren zu können. Die Rolle des Stickstoffs ist durch die blauen Pfeile in Bild 1 repräsentiert. Die produzierte Menge an CO ergibt sich aus der vollständigen Umsetzung des Sauerstoffs, der in das Partikelsystem eintritt, wobei sich dessen Bedarf nach der umgesetzten Koksmasse gemäß eines entsprechenden Modells richtet. Zusammengefasst spiegelt die Schnittstelle zwischen Partikel- und Gasphase die folgende chemische Reaktion wider:

Bild 2: Schematische Darstellung der Mischungsebene der beiden Brennstoffe und des Oxidators

$$2C + O_2 + 3.7619\,N_2 \rightarrow\ 2CO + 3.7619\,N_2\,.$$

In Bild 2 ist die Mischungsebene, die von den beiden Brennstoffen und dem Oxidator aufgespannt wird schematisch dargestellt. Die Dreiecksform folgt aus der Bedingung, dass die Anteile der Brennstoffe und des Oxidators sich zu Eins aufsummieren müssen. Die Zündgrenzen verlaufen an den Grenzen zwischen den grauen und dem rot-blauen Bereich. Rot markiert die Mischung nahe der Stöchiometrie. Innerhalb des grau markierten Bereichs erfolgt reine Mischung. Innerhalb der Zündgrenzen unmittelbar auf der f_2-Achse findet eine Hochtemperaturreaktion des CO statt, die bei der Tabellierung berücksichtigt werden muss. Hierzu wurden adiabate Flamelets mit einer Temperatur im Unverbrannten von 500 K bis 2000 K berechnet. Unterhalb von 500 K ist die Reaktivität so gering, dass reine Mischung angenommen wurde. In Bild 3 ist eines dieser Flamelets mit einer Temperatur im Unverbrannten von 1300 K dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Reaktionszone räumlich deutlich ausgedehnter ist als bei typischen vorgemischten Flamelets, wodurch nicht mehr die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

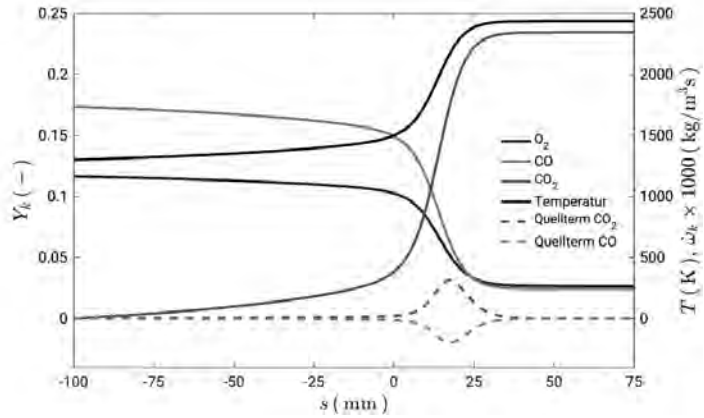
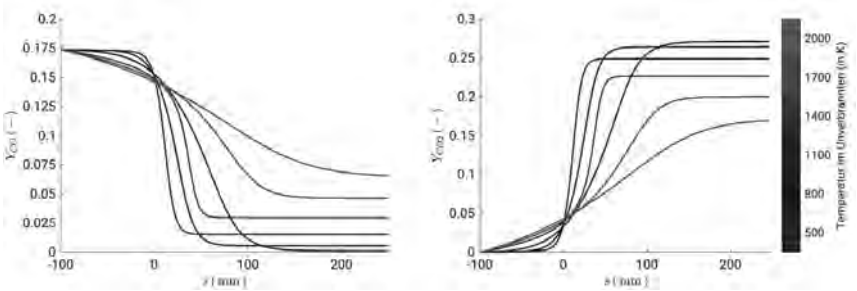


Bild 3: Hauptspezies, Quellterme und Temperatur der CO-Reaktion mit einer Temperatur im Unverbrannten von 1300 K.

klassische Flameletstruktur vorliegt. Es soll davon ausgegangen werden, dass die langsame Reaktion von CO zu CO_2 im Zustandsraum dennoch angebracht wiedergegeben wird. Ferner weist die Reaktionsfortschrittsvariable einen monotonen Verlauf auf, sodass eine Projektion der Reaktion auf diese Tabellendimension stattfinden kann. Flamelets mit jeweils unterschiedlichen Temperaturen im Unverbrannten sind in Bild 4 dargestellt. Es ist zu sehen, dass ausgehend von einer 500 K-Flamme die Reaktionszone mit ansteigender Temperatur zunächst kompakter wird. Die Reaktion wird intensiver mit zunehmender Aktivierungsenergie aufgrund der höheren Temperatur. Ein weiterer Anstieg der unverbrannten Temperatur führt sukzessive zu einer Verbreiterung der Reaktionszone. Bei 2000 K setzt die Reaktion unmittelbar am Einlass des Rechengebiets ein. Eine Vorwärmzone existiert hier nicht. Des Weiteren verschiebt sich das chemische Gleichgewicht mit steigender Temperatur hin zur Seite des CO.



https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 4: Massenbrüche von CO bzw. CO_2 bei der Hochtemperaturbrennstoffumsetzung auf der f_2-Achse. Die unterschiedlich eingefärbten Linien kennzeichnen variierende Temperaturen im Unverbrannten.

In den Transportgleichungen der vier Tabellenkontrollvariablen treten Quellterme auf, die die Interaktion zwischen der Partikel- und der Gasphase widerspiegeln. Durch die Formulierung dieser Quellterme wird die Konsistenz in der Interaktion bezüglich Masse-, Spezies- und Energieerhaltung sichergestellt. Eine Verifikation der Formulierung bezüglich des zweiten Mischungsbruchs ist in Kapitel 4 gegeben.

Numerische Aspekte

In der Chemietabelle für das innere Rechengebiet sind Dichte, Viskosität sowie der chemische Quellterm für die Reaktionsfortschrittsvariable abgelegt. Diese Größen werden während der LES bei jedem Schritt des Runge-Kutta-Verfahrens ausgelesen und benötigt, um die Transportgleichungen zu lösen. Ferner sind in der Tabelle Sauerstoffgehalt und molare Masse für die Berechnung des Koksumsatzes tabelliert. Weitere in der Tabelle gespeicherte Variablen sind die Temperatur sowie diverse Spezies, die im Rahmen des Postprocessings Verwendung finden. Auf eine zweite Chemietabelle wird an Stelle der Enthalpie mit der Temperatur zugegriffen. Sie ist für die Werte an den Rändern des Rechengebiets bestimmt, an denen üblicherweise die Temperatur besser bekannt ist als die Enthalpie. In ihr sind Dichte, Viskosität und Enthalpie abgelegt. Der vergleichsweise schmale reaktive Bereich, der in Bild 2 dargestellt ist hat mitunter hohe Auflösungsanforderungen für eine korrekte Widergabe physikalischer Eigenschaften der Verbrennung wie etwa der laminaren Flammengeschwindigkeit. Für einen schnellen nicht-suchenden Tabellenzugriff wurde zunächst eine äquidistante Verteilung der Tabellenstützstellen verwendet. Diese in Kombination mit den hohen Auflösungsanforderungen und der Anzahl der zu tabellierenden Variablen führt zu einem Arbeitsspeicherbedarf, der deutlich über dem liegt, was auf Hochleistungsrechnern zur Verfügung steht. Aus diesem Grund wurde eine nicht-äquidistante aber dennoch nicht-suchende Tabellierung zunächst in der Dimension des ersten Mischungsbruchs implementiert. Die Wahl der Stützstellenverteilung erfolgte nach Analyse des bereichsabhängigen Fehlers, der bei niedrigerer Auflösung entsteht. Auf der f_1-Achse wurde der reaktive Bereich bei der unverändert hohen erforderlichen Auflösung belassen. Jenseits der fetten Zündgrenze folgt ein kleiner Übergangsbereich. Der überwiegende Teil bis hin zu reinem Brennstoff wurde mit einer Auflösung belegt, die fünfzigfach gröber ist als zuvor. So konnte die Anzahl an Stützstellen um 86 % reduziert

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

werden. Um weiterhin einen schnellen, nicht-suchenden Tabellenzugriff gewährleisten zu können, wird ein Zugriffsvektor verwendet, dessen Funktionsprinzip in Bild 5 erklärt ist. Zunächst wird das ganzzahlige Intervall j des Zugriffsvektors mit dem äquidistanten Stützstellenabstand Δf_1 ermittelt,

$$j = \mathrm{int}\left(f_1/\Delta f_1\right) + 1 \,. \tag{3.3}$$

Im Intervall j des Zugriffsvektors ist die Information über das Intervall der nicht-äquidistanten Tabellierung i sowie dessen Grenzen $f_{1,i}$ sowie $f_{1,i+1}$ gespeichert. Mit dieser Information wird eine lineare Interpolation zwischen den Stützstellen des Intervalls i durchgeführt und so die benötigte Variable aus der Tabelle ausgelesen. Diese Methodik ermöglicht eine signifikante Einsparung im Arbeitsspeicherbedarf bei praktisch gleichbleibender Rechenzeit.

Bild 5: Zugriffsprinzip auf nicht-äquidistante Verteilung der Tabellenstützstellen

Insgesamt sind die Variablen an 141 x 11 x 101 x 186 Stützstellen (in f_1-, f_2-, Fortschritts-variablen- und Enthalpiedimension) tabelliert. Beim Zugriff wird eine lineare Interpolation in diesen vier Dimensionen vorgenommen.

4. Verifikation

Um die Konsistenz der gewählten Formulierung bezüglich der Bilanzierung von Masse und Spezies zu verifizieren, wurde ein generischer Testfall untersucht. Hierbei handelt es sich um einen Kanal mit 10 mm Länge und einer quadratischen Querschnittsfläche von 1 mm^2. Diese Geometrie ist mit 100 x 3 x 3 Zellen diskretisiert. An den Seiten des Kanals wurde adiabate Symmetrie als Randbedingung gewählt. Die entgegengesetzten Enden stellen Ein- und Auslass dar. Ein Partikel wurde bei $x = 6.75\,\mathrm{mm}$ künstlich fixiert. Die Zeitschrittweite der transienten Simulation betrug $\Delta t = 10^{-4}\mathrm{s}$. Die Temperaturen beider Phasen wurde bei 400 K gehalten. Die bei einer realen Umsetzung von Koks auftretende Reaktionswärme wurde in diesem generischen Fall unberücksichtigt gelassen, da der Fokus auf der Masse- und Speziesbilanzierung der oben dargelegten Formulierung lag. Auch folgt die Freisetzung von Koksausbrandprodukten keinem Modell sondern wird künstlich auf einen konstanten Wert

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

gesetzt. Der ebenfalls konstante Einlassmassenstrom besitzt einen festen Mischungszustand. Die Idee dahinter ist wie folgt: Da alle Massenströme unveränderlich sind, konvergiert das Mischungsfeld in der Simulation gegen einen stationären Zustand am Auslass. Dieser lässt sich im Vorfeld anhand der Bilanzgleichungen für den zweiten Mischungsbruch

$$\dot{m}_{\mathrm{In}} f_{2,\mathrm{In}} + \dot{m}_{\mathrm{Koks}} f_{2,\mathrm{Koks}} = \dot{m}_{\mathrm{Aus}} f_{2,\mathrm{Aus}} \tag{3.4}$$

beziehungsweise einzelner Spezies

$$\dot{m}_{\mathrm{In}} Y_{\mathrm{k,In}} + \dot{m}_{\mathrm{Koks}} Y_{\mathrm{k,Koks}} = \dot{m}_{\mathrm{Aus}} Y_{\mathrm{k,Aus}} \tag{3.5}$$

ermitteln. Die Massenströme bilanzieren sich gemäß

$$\dot{m}_{\mathrm{Aus}} = \dot{m}_{\mathrm{In}} + \dot{m}_{\mathrm{Koks}} \,. \tag{3.6}$$

Eine Verifikation des implementierten Modells kann anhand dieser Bilanzgleichungen erfolgen. Es wurde ein Einlassmassenstrom $\dot{m}_{\mathrm{In}} = 4{,}5 * 10^{-8} \frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}$ sowie ein Koksabbrandproduktmassenstrom $\dot{m}_{\mathrm{Koks}} = 2.5 * 10^{-9} \frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{s}}$ gewählt. $f_{2,\mathrm{In}}$ wurde zu 0.05 gesetzt. $f_{2,\mathrm{Koks}} = 1$ galt gemäß obiger Formulierung. In Bild 6 ist die zeitliche Entwicklung des zweiten Mischungsbruchs entlang der Mittelachse des Kanals dargestellt. Unmittelbar nach der Initialisierung mit konstantem Mischungsbruch $f_2 = 0.05$ erfährt das Feld einen drastischen Anstieg an der Partikelposition. Die hier freigesetzte Masse wird durch konvektive und diffusive Flüsse sowohl in axialer Richtung als auch quer dazu transportiert bis schließlich das Feld gegen einen stationären Zustand konvergiert. Die Masse ist dabei strikt konservativ (nicht gezeigt).

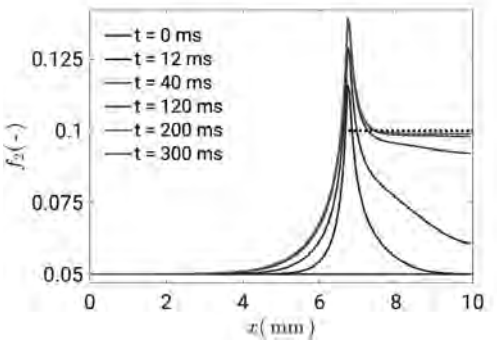


Bild 6: Zeitliche Entwicklung des zweiten Mischungsbruchs entlang der Kanalachse. Die horizontale gepunktete Linie markiert den analytischen Wert, welcher bei einem unendlich langen Kanal erreicht werden muss.

Der Mischungsbruch f_2 konvergiert gegen den a priori berechneten analytischen Wert von 0.1, bleibt jedoch im stationären Zustand minimal darunter (< 1 %). Diese minimale Diskrepanz resultiert aus Diskretisierungsfehlern im Rahmen des Skalartransports und seiner Interaktion mit der anschließenden Druckkorrektur. Sie ist unabhängig von der gewählten Formulierung für den zweiten Mischungsbruch. In Konsistenz zwischen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

numerischen und analytischen Ergebnissen stellt sich am Auslass die zum Mischungsbruch $f_{2,Aus} = 0.1$ entsprechend tabellierte Zusammensetzung von $Y_{CO} = 0{,}034719$, $Y_{N_2} = 0{,}755663$ sowie $Y_{O_2} = 0{,}209618$ ein.

5. Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde ein FGM - Modellierungsansatz für Kohlestaubverbrennungssysteme vorgestellt, der auf vorgemischten Flamelets basiert. Der Fokus der Darstellung lag auf der Formulierung eines zweiten Mischungsbruchs, der die Freisetzung von Koksabbrandprodukten sowie den damit einhergehenden Umsatz von Sauerstoff repräsentiert. Zunächst wurde das physikalische Problem formuliert und daraus Modellanforderungen abgeleitet. Anschließend wurde der verwendete vierdimensionale FGM-Tabellierungsansatz vorgestellt, der auch Effekte endlich schneller Chemie und nicht-adiabater Physik sowie einen ersten Mischungsbruch für Volatile und assistierende Methanverbrennung berücksichtigt. Des Weiteren wurden numerische Aspekte im Zusammenhang mit dem Modell diskutiert. Hier waren ein optimierter Speicherbedarf sowie ein schneller nicht-suchender Tabellenzugriff relevant. Abschließend wurde der Ansatz hinsichtlich seiner Konsistenz in der Bilanzierung von Masse und Spezies verifiziert. Die Methode ist für die Verwendung in Large Eddy Simulationen (LES) von realistischen Anlagen mit Kohlestaubfeuerungen geeignet.

6. Literatur

[1] Rieth, M., Proch, F., Clements, A. G., Rabacal, M. und Kempf, A. M.: Highly resolved flamelet LES of a semi-industrial scale coal furnace. Proceedings of the Combustion Institute 36 (2017) S. 3371-3379.

[2] Watanabe, J., Okazaki, T., Yamamoto, K., Kuramashi, K. und Baba, A.: Large-eddy simulation of pulverized coal combustion using flamelet model. Proceedings of the Combustion Institute 36 (2017) S. 2155-2163.

[3] van Oijen, J. A. und de Goey, L. P. H.: Modelling of Premixed Laminar Flames using Flamelet-Generated Manifolds. Combustion Science and Technology 161 (2000) 1 S. 113-137.

[4] Knappstein, R., Kuenne, G., Meier, T., Sadiki, A. und Janicka, J.: Evaluation of coal particle volatiles reaction by using detailed kinetics and FGM tabulated chemistry. Fuel 201 (2017) S. 39-52.

[5] Smith, G. P., Golden, D. M.., Frenklach, M., Moriarty, N. W., Eiteneer, B., Goldenberg, M., Bowman, C. T., Hanson, R. K., Song, S., Gardiner, W. C., Lissianski, V. V. und Qin, Z.: GRI-Mech 3.0, Online: http://combustion.berkeley.edu/gri-mech/ .

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[6] Baum, M. und Street, P.: Predicting the combustion behavior of coal particles. Combustion Science and Technology 3 (1971) S. 231-243.

[7] Chem1D: A one-dimensional laminar flame code, developed at Eindhoven University of Technology , Online: https://www.tue.nl/en/university/departments/mechanical-engineering/research/research-groups/multiphase-and-reactive-flows/our-expertise/chem1d/ .

[8] Ketelheun, A., Kuenne, G. und Janicka, J.: Heat Transfer Modeling in the Context of Large Eddy Simulation of Premixed Combustion with Tabulated Chemistry. Flow Turbulence and Combustion 91 (2013) S. 867-893.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Indirekte Messung der Wärmefreisetzung in Wasserstoffflammen mittels Spezieskorrelationen

Indirect measurement of heat release in hydrogen flames using species correlations

Cheng Chi, **Gábor Janiga**, **Katharina Zähringer**, **Dominique Thévenin**,
Laboratory of Fluid Dynamics and Technical Flows,
University of Magdeburg "Otto von Guericke", Universitätsplatz 2,
D-39106 Magdeburg, Germany

Kurzfassung

Trotz ihrer Bedeutung für praktische Anwendungen kann die Wärmefreisetzung in turbulenten Flammen nicht direkt gemessen werden, so dass indirekte Ansätze erforderlich sind. Eine indirekte Messung kann über einzelne Spezies oder Spezieskorrelationen erfolgen. Eine systematische Untersuchung wurde in diesem Projekt für turbulente vorgemischte Wasserstoffflammen mittels direkter numerischer Simulation (DNS) durchgeführt. Eine Analyse der resultierenden Datenbank liefert Spezieskorrelationen, die optimal als Marker der Wärmefreisetzung für unterschiedliche Bedingungen eingesetzt werden können. Im Vergleich mit dem Hydroxylradikal OH, das klassisch hierfür verwendet wird, liefern diese neuen Spezieskorrelationen eine wesentlich bessere Darstellung der Gebiete mit hoher Wärmefreisetzung, auch bei höheren Drücken. Für atmosphärische Flammen ist die beste Spezieskorrelation $\overline{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \overline{c}_{OH}^{0.40}$, die für einen breiten Bereich an stöchiometrischen Bedingungen und Turbulenzintensitäten gültig bleibt.

1. Introduction

Heat release is one of the most important and useful quantities in combustion science and technology. Being carbon-free, hydrogen is especially interesting for mankind. Accurate measurements of heat release in turbulent hydrogen flames would be a key advantage both for our fundamental understanding and for practical applications. However, currently it is not possible to measure heat release directly in experiments. Therefore, indirect experimental measurement methodologies based on species concentrations have been derived over the last decades to approximate the heat release profile.

The flame front (high heat release region) was first characterized in experiments by chemiluminescence measurements of excited molecules such as OH* and CH*, see for

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

instance [1, 2]. As chemiluminescence delivers a signal integrated along the line of view, it is difficult to characterize the heat release in turbulent conditions with this approach [3].

Later, OH-PLIF (Planar Laser-Induced Fluorescence) measurements became popular to localize flame profiles in both laminar and turbulent conditions (e.g., [4, 5, 6, 7]). However, the measurement of a single species in turbulent flames often leads to ambiguities. Thus, the combination of several simultaneous planar imaging techniques has been later used to obtain more accurate approximations [8, 9]. Paul and Najm [10] proposed a pixel-by-pixel product of the OH and CH_2O PLIF images to approximate the heat release rate in turbulent premixed methane-air and dimethylether-air flames. This method showed satisfactory results and has, since then, been used widely [11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18]. A later study by Nikolaou and Swaminathan [19] evaluated the reaction rate of OH + CH_2O = HCO + H_2O as a reliable heat release marker. More recently, Mulla and co-workers [20] found the product of H and CH_2O LIF signals show only a weak sensitivity to variation in stoichiometry.

To obtain a quantitatively more accurate heat release marker, Chi and co-workers [21] examined all possible species combinations for syngas flames. At the difference of all previous studies, the concentrations of the species have been additionally combined with exponents, leading to a more faithful determination of thickness and curvature of the heat release profiles. It was demonstrated in [21] that this approach delivers accurate estimates of heat release in turbulent syngas flames at atmospheric pressure. Based on this previous work, the same method is now used for hydrogen flames at atmospheric and elevated pressures, varying the equivalence ratio.

Previous studies on heat release measurements in hydrogen flames mostly rely on OH-PLIF imaging [22, 23]. It is almost impossible to measure any other species by LIF in turbulent hydrogen flames. However, it has been shown recently that major species such as O_2 and H_2 can be measured in turbulent hydrogen flames using Raman scattering line imaging technique [24]. Though this technique is currently limited to 1D-lines, it might be extended to two or three dimensions in the future. Hence, it is assumed in the present study that OH, O_2 and H_2 are measurable in turbulent hydrogen flames (which is already true along lines).

2. Numerical setup and procedure

In this study, premixed turbulent spherical hydrogen flames are computed by DNS using the in-house low-Mach solver *DINO* [25]. Chemical reactions are solved by Cantera [26]. Two hydrogen mechanisms have been tested, in order to check how robust the obtained correlations might be: 1) the recent hydrogen mechanism of Boivin et al. [27], which contains 12 elementary reactions and 9 species (H_2, O_2, H_2O, H, O, OH, HO_2, H_2O_2 & N_2); 2) the well-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

established hydrogen mechanism by Warnatz [28], which contains 19 elementary reactions and the same 9 species. The thermo-diffusion effect (or Soret effect) [29] is taken into account as light radicals such as H or H_2 are very important in hydrogen flames [30].

In order to identify heat release markers that can be generally applied to different conditions, the DNS simulations have been carried out for different equivalence ratios (Cases A, B and C), for different turbulence levels (Case D), and for either atmospheric or slightly elevated pressures (Cases E and F), comparing results obtained in 2D or 3D configurations (Case G). For all these test cases (A - G), the recent mechanism of Boivin et al. [27] is used. In order to check the impact of the retained chemical scheme, Cases H, I and J correspond to a repetition of Cases A, B, and C, now using Warnatz's hydrogen mechanism. More information concerning all test cases are shown in Table 1.

Table 1: Considered DNS cases.

	Mechanism	ϕ	P(bar)	u_{rms}/ s_l	l_{int}/δ	Re_t	Ka
A	Boivin	1.0	1	2.39	56.8	831	0.298
B	Boivin	1.2	1	2.30	59.6	839	0.273
C	Boivin	0.8	1	2.56	53.7	851	0.337
D	Boivin	1.0	1	3.34	56.8	1620	0.417
E	Boivin	1.0	1.5	2.40	84.9	1857	0.199
F	Boivin	1.0	2	2.41	113	3286	0.150
G(3D)	Boivin	1.0	1	2.37	90.5	1895	0.194
H	Warnatz	1.0	1	2.39	56.7	829	0.299
I	Warnatz	1.2	1	2.30	59.5	838	0.273
J	Warnatz	0.8	1	2.56	53.6	849	0.338

Here, s_l represents the laminar flame speed, while Re_t is the integral-scale Reynolds number computed as $Re_t = u_{rms}\, l_{int}/\nu_r$. In the formula, u_{rms} is the fluctuating velocity, l_{int} is the integral length scale and ν_r is the kinematic viscosity on the reactant side. The Zeldovich thickness δ is computed from $\delta = \nu_r/s_l$. Using the Zeldovich thickness, the Karlovitz number is obtained as $Ka = (\delta/\eta)^2$, where η is the Kolmogorov length scale. For time-decaying turbulence, the characteristic timescale is $\tau_t = l_{int}/u_{rms}$. All simulations are continued up to $t = 1.5\tau_t$ in order to obtain equilibrium between turbulence and chemistry [31]. The following analysis of the results is performed at that final time.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

The DNS is carried out in a box with length of 1.5 cm on each side, and discretized with uniform mesh grid size of 18.75 µm. This spatial resolution is necessary to resolve the smallest vortical structures and stiff intermediate radicals like H_2O_2. All the boundary conditions are periodic. The initial spherical flame has a radius r = 1.2 mm and is placed at the center of the numerical domain, with burned gas corresponding to the fresh gas compositions of Table 1 initialized within the kernel.

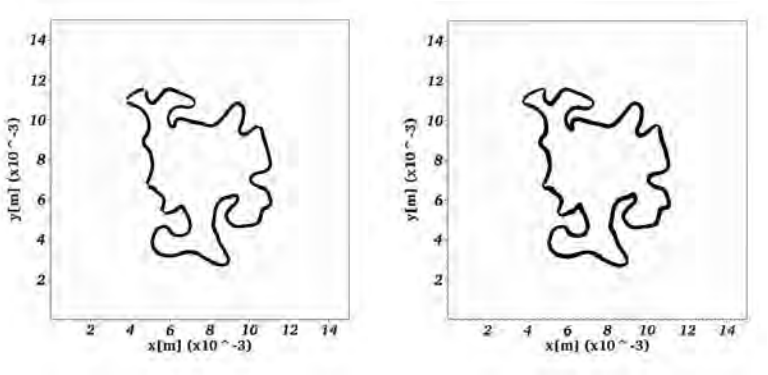
The simulation results are analyzed using the imaging method introduced in [21]. In this approach, the high heat release region, which corresponds to $0.5 \leq \bar{H}_r \leq 1$, is captured from the binarized image and compared with the same image obtained by testing various species combinations as heat release markers. Here, $\bar{H}_r$ denotes the heat release suitably normalized by its maximum value within the computational domain. To find the best heat release marker, all species pairs A_1 and A_2 appearing in the mechanism, associated to the corresponding exponents s_1 and s_2, are examined in a systematic analysis. The proposed heat release marker is $\bar{c}_{A_1}^{s_1} \cdot \bar{c}_{A_2}^{s_2}$, where $\bar{c}$ denotes the normalized molar concentration, e.g., $\bar{c}_{A_i} = c_{A_i} / c_{A_i,\max}$. The final binarized image for heat release from the DNS is black where $0.5 \leq \bar{H}_r \leq 1$ and white where $\bar{H}_r < 0.5$, as shown in Fig. 1(a). The binarized image for the reconstruction is generated in the same way as shown in Fig. 1(b). To quantify the comparison between both binarized images, the number of black pixels in the image of normalized heat release is counted as n_{pix1}; while the number of pixels with a different value in the original image of heat release and in the reconstruction are counted as n_{pix2}. Finally, the non-dimensional quantity $q = n_{pix2}/n_{pix1}$ is used as objective function to quantify the difference between both results. The objective is to find the best species pairs A_1 and A_2 together with the best exponents s_1 and s_2 leading to the lowest q. For the exponent, all possible values from 0 to 3 are tested, considering two digits.

3. Simulation results and discussion

First, Case A is considered and used to exemplify the procedure. As discussed in the previous section, the two binarized images (Fig. 1(a) and Fig. 1(b)) are obtained by thresholding the normalized heat release distribution and the normalized reconstruction distribution at half-peak value. To get the difference between the two images, the objective function is then calculated. Table 2 shows the objective function q for all possible species combinations with optimal exponents (upper-right part of the table), or using unity exponents (lower-left part of the table) in Case A.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

It is obvious from Table 2 that the reconstructions with optimal exponents lead to lower objective functions *q* and, thus, to better approximations.



(a) (b)

Fig. 1: Example of instantaneous (a) binarized heat release distribution (black pixels corresponding to $0.5 \leq \bar{H}_r \leq 1$) and (b) binarized heat release distribution reconstructed by $\bar{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \bar{c}_{OH}^{0.40}$ at dimensionless time τ = 1.5 in Case A.

Table 2: Objective function *q* (to be minimized) for all possible species combinations in Case A; lower-left when using unity exponents, upper-right when using optimal exponents, diagonal when using single species with optimal exponent. The symbol − indicates no acceptable solution (value of *q* above 1000%).

	H	H_2	O	O_2	OH	H_2O	HO_2	H_2O_2
H	203%	12%	102%	5%	126%	134%	5%	10%
H_2	19%	−	10%	557%	25%	17%	63%	36%
O	139%	41%	158%	8%	102%	102%	7%	12%
O_2	24%	557%	59%	−	32%	10%	62%	35%
OH	291%	89%	148%	86%	519%	126%	31%	15%
H_2O	209%	32%	182%	17%	546%	496%	11%	13%
HO_2	39%	120%	40%	120%	95%	72%	116%	35%
H_2O_2	67%	106%	69%	107%	44%	69%	111%	101%

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Assuming that only OH, H_2 and O_2 can be measured with sufficient accuracy in turbulent hydrogen flames, it is found in Table 3 that two corresponding correlations, H_2 × OH and O_2 × OH, lead to a very high reconstruction quality, with the objective function *q* below 40%. Now, examining the optimal exponents in these three test cases: for H_2 × OH, s_1 is within the range of 0.39 − 0.45 and s_2 is within the range of 0.45 − 0.51; for O_2 × OH, s_1 is within the range of 0.41 − 0.53 and s_2 is within the range of 0.40 − 0.43. The corresponding variation is limited to a small range. Considering that larger amounts of O_2 are present in the flow, leading in principle to easier and more accurate measurements, the best combination appears to be $\tilde{c}_{O_2}^{0.46}$ ´ $\tilde{c}_{OH}^{0.40}$ and is valid for different conditions around stoichiometry.

Table 3: The best results for experimentally-measurable correlations in Case A, B and C.

Case A	Species pairs	unity exponent	optimal exponent	exponent s_1	exponent s_2
	H_2 × OH	89%	25%	0.43	0.5
	O_2 × OH	86%	32%	0.46	0.4
Case B	Species pairs	unity exponent	optimal exponent	exponent s_1	exponent s_2
	H_2 × OH	92%	30%	0.39	0.45
	O_2 × OH	90%	31%	0.41	0.4
Case C	Species pairs	unity exponent	optimal exponent	exponent s_1	exponent s_2
	H_2 × OH	88%	24%	0.45	0.51
	O_2 × OH	84%	38%	0.53	0.43

For comparison, the objective function *q* obtained when using OH alone is very poor, around 500% in all three cases. This will be discussed again later considering Fig. 2(b).

To check further the generality of the proposed heat release marker, Case D now corresponds to higher turbulence intensity. The best experimentally-measurable correlations are listed in Table 4. The results are nearly identical to those obtained for Case A (same case at lower turbulence level), highlighting the robustness of the corresponding predictions.

Table 4: Best experimentally-measurable correlations in Case D.

Species pairs	Unity exponent	Optimal exponent	Exponent s_1	Exponent s_2
H_2 x OH	88%	26%	0.43	0.49
O_2 x OH	85%	33%	0.46	0.41

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

All the previous test cases have considered combustion under atmospheric pressure. However, hydrogen flames burning at elevated pressure are also commonly encountered and interesting. Therefore, Cases E and F are conducted at slightly elevated pressures to check again the generality of the proposed heat release marker. Table 5 shows the best experimentally-measurable correlations. The same combinations are found to be optimal, H_2 × OH and O_2 × OH. However, the optimal exponents increase with pressure. This is not unexpected, since flame thickness is strongly impacted by pressure, non-linear processes changing the exact position of the species profiles. To summarize, the same combinations are found to be optimal; but the optimal exponents associated to all species increase with pressure.

Table 5: Best experimentally-measurable correlations in Cases E and F.

Case E	Species pairs	unity exponent	optimal exponent	exponent s_1	exponent s_2
	H_2 × OH	85%	16%	0.59	0.71
	O_2 × OH	83%	25%	0.57	0.59
Case F	Species pairs	unity exponent	optimal exponent	exponent s_1	exponent s_2
	H_2 × OH	81%	16%	0.73	0.88
	O_2 × OH	79%	23%	0.71	0.83

As different chemical mechanisms involve different reaction pathways, the obtained distribution of species and radicals might be different as well. Therefore, it is interesting to check if the correlations rely on another reaction mechanism. For this purpose, Cases H, I and J (identical to Cases A, B and C) have been simulated using the well-established hydrogen mechanism of Warnatz [28] and the results are shown in Table 6.

Table 6: Best experimentally-measurable correlations in Cases H, I and J.

Case H	Species pairs	unity exponent	optimal exponent	exponent s_1	exponent s_2
	H_2 × OH	87%	21%	0.48	0.64
	O_2 × OH	84%	29%	0.47	0.45
Case I	Species pairs	unity exponent	optimal exponent	exponent s_1	exponent s_2
	H_2 × OH	92%	26%	0.42	0.52
	O_2 × OH	89%	30%	0.43	0.44
Case J	Species pairs	unity exponent	optimal exponent	exponent s_1	exponent s_2
	H_2 × OH	88%	23%	0.52	0.67
	O_2 × OH	81%	33%	0.61	0.62

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Looking at Table 6, it is observed that this second reaction mechanism leads to the same optimal species combinations, H_2 × OH and O_2 × OH, with optimal exponents close to the values listed previously, only slightly larger. Hence, it appears that the proposed species combinations are valid independently from the employed reaction mechanism.

In Fig. 2, the instantaneous normalized heat release distribution and some reconstructed distributions for Case A are compared.

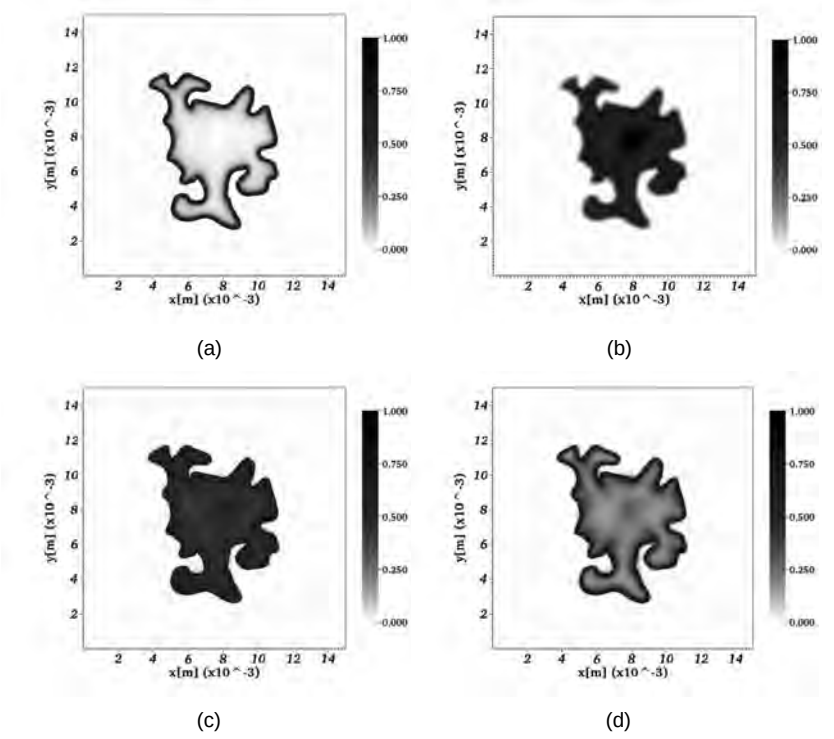


Fig. 2: Case A: Example of instantaneous (a) normalized heat release distribution $\bar{H}_r$; (b) normalized heat release distribution reconstructed by $\bar{c}_{OH}$; (c) normalized heat release distribution reconstructed by $\bar{c}_{H_2}^{0.43} \cdot \bar{c}_{OH}^{0.50}$ and (d) normalized heat release distribution reconstructed by $\bar{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \bar{c}_{OH}^{0.40}$ at dimensionless time τ=1.5.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

As it is seen, the reconstruction using both optimal heat release marker combinations $\overline{c}_{H_2}^{0.43} \cdot \overline{c}_{OH}^{0.50}$ (Fig. 2(c)) and $\overline{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \overline{c}_{OH}^{0.40}$ (Fig. 2(d)) are much better than the conventional approximation based on OH only (reconstruction from $\overline{c}_{OH}$ shown in Fig. 2(b)). Especially, the location of peak OH is only poorly associated to the region with high heat release. Similarly, the reconstruction by $\overline{c}_{H_2}^{0.43} \cdot \overline{c}_{OH}^{0.50}$ appears to correlate less with heat release in a quantitative manner compared to the second proposed correlation $\overline{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \overline{c}_{OH}^{0.40}$. Since, additionally, the amount of O_2 in the gas mixture is larger than hydrogen, facilitating accurate measurements, the reconstruction by $\overline{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \overline{c}_{OH}^{0.40}$ is preferable.

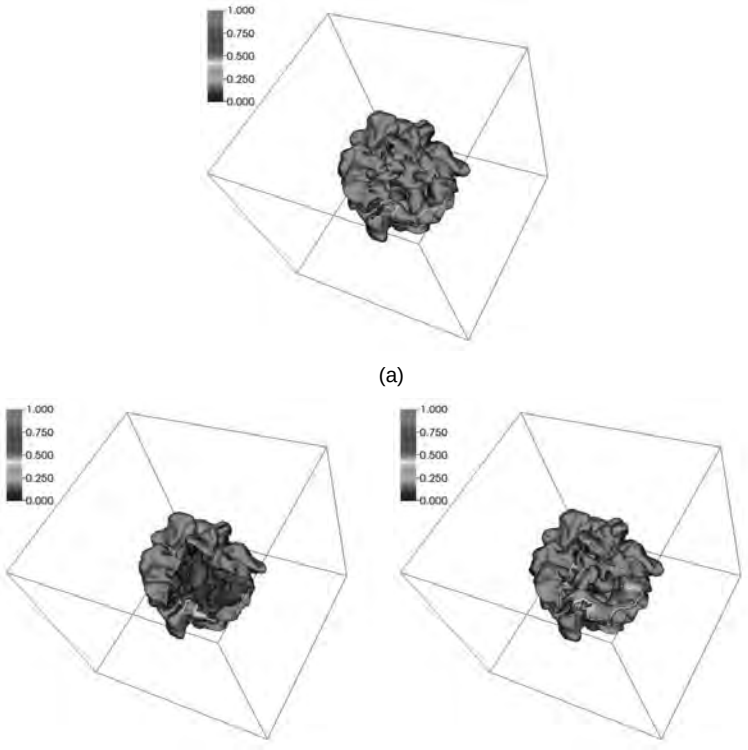


Fig. 3: Case G (3D DNS): Clipped iso-surface of (a) normalized heat release; (b) conventional reconstruction by OH only; (c) reconstruction by $\overline{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \overline{c}_{OH}^{0.40}$.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Summarizing all comparisons, the recommended heat release marker is finally $\bar{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \bar{c}_{OH}^{0.40}$ for turbulent hydrogen flames at atmospheric pressure. At elevated pressure, the optimal exponents should be increased accordingly for the same pair of species.

As a final check, and considering that real turbulent flames show of course a three-dimensional structure, a turbulent flame has been simulated in 3D (Case G). Results are shown in Fig. 3. Comparing the 3D iso-surfaces, it is clear that the heat release region is much better approximated by reconstruction $\bar{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \bar{c}_{OH}^{0.40}$ than by OH only.

4. Conclusions

The heat release profile in turbulent hydrogen-air flames has been investigated systematically by Direct Numerical Simulations. By post-processing the DNS results, an excellent solution is identified as heat release marker, $\bar{c}_{O_2}^{0.46} \cdot \bar{c}_{OH}^{0.40}$, leading to a robust and accurate approximation of the heat release distribution in the flame. This approximation is much better than that obtained only from OH. However, in order to use this correlation, measurements of O_2 are needed, which currently are typically limited to line measurements.

This correlation is not strongly sensitive to stoichiometry, does not depend on the turbulence level, and applies as well to flames at slightly elevated pressures (with increased exponents). Additionally, this same correlation has been obtained from two different reaction mechanisms. As a consequence, it is valid in a very general sense.

References

[1] W. Hubschmid, R. Bombach, A. Inauen, F. Güthe, S. Schenker, N. Tylli, W. Kreutner, Thermoacoustically driven flame motion and heat release variation in a swirl-stabilized gas turbine burner investigated by LIF and chemiluminescence, Exp. Fluids 45 (2008) S. 167–182.

[2] K. Zähringer, D. Durox, F. Lacas, Helmholtz behavior and transfer function of an industrial fuel swirl burner used in heating systems, Int. J. Heat Mass Transf. 46 (2003) S. 3539–3548.

[3] A. Gazi, G. Vourliotakis, G. Skevis, M. A. Founti, Assessment of chemical markers for heat-release rate correlations in laminar premixed flames, Combust. Sci. Tech. 185 (2013) S. 1482–1508.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[4] M. Stöhr, R. Sadanandan, W. Meier, Experimental study of unsteady flame structures of an oscillating swirl flame in a gas turbine model combustor, Proc. Combust. Inst. 32 (2009) S. 2925– 2932.

[5] C. Hirsch, J. Wäsle, A. Winkler, T. Sattelmayer, A spectral model for the sound pressure from turbulent premixed combustion, Proc. Combust. Inst. 31 (2007) S. 1435–1441.

[6] B. Janus, A. Dreizler, J. Janicka, Experiments on swirl stabilized non-premixed natural gas flames in a model gasturbine combustor, Proc. Combust. Inst. 31 (2007) S. 3091–3098.

[7] A. Matynia, J. Molet, C. Roche, M. Idir, S. de Persis, L. Pillier, Measurement of OH concentration profiles by laser diagnostics and modeling in high-pressure counterflow premixed methane/air and biogas/air flames, Combust. Flame 159 (2012) S. 3300–3311.

[8] J. Donbar, J. Driscoll, C. Carter, Reaction zone structure in turbulent nonpremixed jet flames from CH-OH PLIF images, Combust. Flame 122 (2000) S. 1–19.

[9] J. Kiefer, Z. S. Li, J. Zetterberg, X. S. Bai, M. Aldén, Investigation of local flame structures and statistics in partially premixed turbulent jet flames using simultaneous single-shot CH and OH planar laser-induced fluorescence imaging, Combust. Flame 154 (2008) S. 802–818.

[10] P. H. Paul, H. N. Najm, Planar laser-induced fluorescence imaging of flame heat release rate, Proc. Combust. Inst. 27 (1998) S. 43–50.

[11] A. Fayoux, K. Zähringer, O. Gicquel, J. C. Rolon, Experimental and numerical determination of heat release in counterflow premixed laminar flames, Proc. Combust. Inst. 30 (2005) S. 251–257.

[12] B. O. Ayoola, R. Balachandran, C. F. Kaminski, E. Mastorakos, Measurements of local heat release rates in a turbulent premixed bluff body stabilised flame with acoustic forcing, in: European Combustion Meeting, Louvain-la-Neuve, Belgium, 2005, pp. 111/1–111/5.

[13] R. L. Gordon, A. R. Masri, E. Mastorakos, Heat release rate as represented by [OH] × [CH_2O] and its role in autoignition, Combust. Theory Model. 13 (2009) S. 645–670.

[14] S. Pfadler, F. Beyrau, A. Leipertz, Flame front detection and characterization using conditioned particle image velocimetry (CPIV), Opt. Expr. 15 (2007) S. 15444–15456.

[15] M. Röder, T. Dreier, C. Schulz, Simultaneous measurement of localized heat-release with OH/CH_2O-LIF imaging and spatially integrated OH* chemiluminescence in turbulent swirl flames, Appl. Phys. B 107 (2012) S. 611–617.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[16] M. Röder, T. Dreier, C. Schulz, Simultaneous measurement of localized heat-release with OH/CH_2O-LIF imaging and spatially integrated OH* chemiluminescence in turbulent swirl flames, Proc. Combust. Inst. 34 (2013) S. 3549–3556.

[17] S. Böckle, J. Kazenwadel, T. Kunzelmann, D.-I. Shin, C. Schulz, J. Wolfrum, Simultaneous single-shot laser-based imaging of formaldehyde, OH, and temperature in turbulent flames, Proc. Combust. Inst. 28 (2000) S. 279–286.

[18] R. Yuan, J. Kariuki, A. Dowlut, R. Balachandran, E. Mastorakos, Reaction zone visualisation in swirling spray n-heptane flames, Proc. Combust. Inst. 35 (2015) S. 1649–1656.

[19] Z. M. Nikolaou, N. Swaminathan, Heat release rate markers for premixed combustion, Combust. Flame 161 (2014) S. 3073–3084.

[20] I. A. Mulla, A. Dowlut, T. Hussain, Z. M. Nikolaou, S. R. Chakravarthy, N. Swaminathan, R. Balachandran, Heat release rate estimation in laminar premixed flames using laser-induced fluorescence of CH_2O and H-atom, Combust. Flame 165 (2016) S. 373–383.

[21] C. Chi, G. Janiga, A. Abdelsamie, K. Zähringer, T. Turányi, D. Thévenin, DNS study of the optimal chemical markers for heat release in syngas flames, Flow, Turbulence and Combustion 98 (2017) S. 1117–1132.

[22] A. C. Eckbreth, Laser Diagnostics for Combustion Temperature and Species, Gordon and Beach Publishers, Amsterdam, 1996.

[23] K. Kohse-Höinghaus, J. B. Jeffries, Applied Combustion Diagnostics, Taylor & Francis, New York, 2002.

[24] K. N. Gabet, N. Jiang, W. R. Lempert, J. A. Sutton, Demonstration of high-speed 1d raman scattering line imaging, Applied Physics B 101 (2010) S. 1–5.

[25] A. Abdelsamie, G. Fru, T. Oster, F. Dietzsch, G. Janiga, D. Thévenin, Towards direct numerical simulations of low-mach number turbulent reacting and two-phase flows using immersed boundaries, Comput. Fluids 131 (2016) S. 123–141.

[26] D. G. Goodwin, H. K. Moffat, R. L. Speth, available at ⟨http://www.cantera.org⟩, 2015.

[27] P. Boivin, C. Jiménez, A. Sánchez, F. Williams, An explicit reduced mechanism for H2 - air combustion, Proc. Combust. Inst. 33 (2011) S. 517–523.

[28] J. Warnatz, Combustion chemistry, Springer-Verlag, 1985.

[29] V. Giovangigli, Multicomponent Flow Modeling, Birkhäuser, Boston, 1999.

[30] A. Ern, V. Giovangigli, Thermal diffusion effects of hydrogen-air and methane-air flames, Combust. Theory Model. 2 (1998) S. 345–372.

[31] C. J. Rutland, A. Trouvé, Direct simulations of premixed turbulent flames with nonunity Lewis numbers, Combust. Flame 94 (1993) S. 41–57.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Chemisch-kinetische Modelloptimierung für die Verbrennung biogener Gase durch die Anwendung des linearen Transformationsmodells

Chemical-kinetic Model Optimisation for the Combustion of Biogenic Gases by the Application of the Linear Transformation Model

Dipl.-Ing. **T. Methling**, Dr. rer. nat. **M. Braun-Unkhoff**,
Prof. Dr. rer. nat. **U. Riedel**, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V. (DLR), Institut für Verbrennungstechnik, Stuttgart

Kurzfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde mit Hilfe der neu entwickelten Optimierungsmethode des linearen Transformationsmodells ein detailliertes chemisch-kinetischen Modell für die der Verbrennung von Synthesegas und Erdgas sowie deren Mischungen erstellt. Zielgrößen der Modelloptimierung sind dabei experimentell ermittelte Speziesprofile aus Stoßwellenrohr, Strömungsreaktor und Jet-Stirred-Reactor sowie Profile laminarer Flammengeschwindigkeiten. Mit dem optimierten chemisch-kinetischen Modell können die experimentellen Messdaten hoch konsistent in einem weiten Parameterbereich wiedergegeben werden.

Zusätzlich wird die Methode der rapiden Reduktion des linearen Transformationsmodells angewandt, um die numerische Effizienz des Modells für den Einsatz in CFD-Simulationen zu erhöhen. Mit dieser Reduktionsmethode wird ein chemisch-kinetisches Modell mit 20 Spezies erstellt, dessen numerische Vorhersagen nahezu identisch sind zu den entsprechenden Vorhersagen des detaillierten Modells mit 65 Spezies.

Abstract

The objective of this work is the optimisation of a chemical kinetic model for the combustion of fuel mixtures of syngas and methane. For the optimisation, the recently developed linear transformation model is applied. Target values for the optimisation are species profiles from a shock tube, a flow reactor and a jet stirred reactor and various laminar flame speed profiles. The reproducibility of the experimental data by the optimised chemical kinetic model is outstanding for a wide range of boundary conditions.

Additionally, the chemical kinetic model is reduced applying the rapid reduction scheme of the linear transformation model, to allow an efficient use of the model in CFD simulations.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Thereby, the numerical predictions by the reduced model—consisting of 20 species—are almost identical to the ones of the original detailed model (65 species).

1. Einleitung

Mit der Energiewende verbunden ist eine stetige Steigerung der Vielfalt alternativer Brennstoffe, die in die Energiewirtschaft integriert werden. Dabei sind detaillierte chemisch-kinetische Modelle und deren Anwendung in der numerischen Brennkammerauslegung mittels CFD ein essentieller Baustein für die Anpassung und Entwicklung zuverlässiger, sicherer Verbrennungsmaschinen mit möglichst niedrigen Schadstoffemissionen. Bereits chemisch-kinetische Modelle für biogene Gasmischungen von H_2, CO und CH_4 bestehen aus einer Vielzahl von Spezies sowie hunderten Reaktionen und deren Geschwindigkeitskoeffizienten. Die hohe Anzahl von Geschwindigkeitskoeffizienten bzw. Modellparametern und deren Unsicherheiten sind hierbei bei der Modellentwicklung sehr herausfordernd. Daher zeigt sich, dass aktuelle, etablierte Modelle für biogene Gase weiterhin ein deutliches Verbesserungspotential aufweisen, Verbrennungsprozesse für weite Parameterfelder (Temperatur, Druck, Zusammensetzung) adäquat abzubilden (siehe z. B. [1] oder [2]).

Ziel dieser Arbeit ist die Steigerung der Güte von chemisch-kinetischen Modellen zur Beschreibung der Verbrennung von Mischungen von H_2, CO und CH_4. Um dies zu erreichen, wird die Optimierung aufbauend auf experimentellen Daten mit dem neu entwickelten linearen Transformationsmodell [3] durchgeführt. Die verwendete Optimierungsmethode reduziert den numerischen Rechenaufwand gegenüber etablierten Methoden signifikant, mindestens um eine Größenordnung und erlaubt dadurch umfangreiche, detaillierte Optimierungen unter Einbeziehung einer Vielzahl von Messgrößen und Eingabeparametern bzw. Geschwindigkeitskoeffizienten des chemisch-kinetischen Modells.

Als experimentelle Zielgrößen der Modelloptimierung dienen dabei ermittelte Speziesprofile aus Stoßwellenrohr, Strömungsreaktor und Jet-Stirred-Reactor sowie Profile laminarer Flammengeschwindigkeiten.

Um das optimierte chemisch-kinetische Modell effizient z. B. für Auslegungsrechnungen mit CFD-Verfahren einsetzen zu können, wird die stark automatisierte Methode der rapiden Reduktion des linTM angewandt. Der Reaktionmechanismus für biogene Gasmichungen wird für die typischen Betriebsparameter von Mikrogasturbinen reduziert.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Modellierung Optimierung und Reduktion

Für die Optimierung und Reduktion chemisch-kinetischer Modelle wird das lineare Transformationsmodell (linTM) verwendet [3]. Mit dem linTM werden zum einen die stark gekoppelten Arrhenius-Koeffizienten der Geschwindigkeitskoeffizienten durch bestimmte Eingabeparameter substituiert, die im Vergleich zu den Arrhenius-Koeffizienten entkoppelte und klar definierte Vertrauensgrenzen besitzen. Zum anderen werden mit dem linTM Speziesprofile und Profile laminarer Flammengeschwindigkeiten (als Funktion des Äquivalenzverhältnisses φ) über charakteristische Punkte beschrieben. Beispiele solcher charakteristischen Punkte sind das Maximum eines Profils oder Punkte an denen 50% des Maximums auf einem Profil erreicht werden. Um simulierte Profile mit Profilen als Zielgröße zu vergleichen, werden logarithmische Distanzen d zwischen den Koordinaten der charakteristischen Punkte gebildet:

$$d = \ln\left(\frac{\text{Koordinate Modellergebnis}}{\text{Koordinate Zielgröße}}\right).$$

Im linTM können dann Zusammenhänge zwischen Eingabeparametern und den Koordinaten der charakteristischen Punkte weitestgehend linearisiert werden unter Beibehaltung einer hohen Genauigkeit. Diese Linearisierung ermöglicht eine sehr effiziente Analyse und Optimierung chemisch-kinetischer Modelle sowie durch Kombination dieser beiden Methoden eine leicht zu automatisierende, effiziente Reduktion dieser Modelle. Für tiefer gehende Details sei hier auf die Literatur verwiesen [3]. Alle Simulationen werden mit dem Programm Cantera [4] durchgeführt.

2.1. Optimierungsansatz

Das chemisch-kinetische Basismodell für die Optimierung mit dem linTM bildet der Reaktionsmechanismus DLR-RG [1]. Die Grenzen der Geschwindigkeitskoeffizienten wurden aus der Literatur übernommen [5, 6, 7]. Insgesamt werden 53 sensitive Reaktionen optimiert. Alle Eingabeparameter des Modells werden innerhalb ihres jeweiligen Unsicherheitsintervalls im Bereich von 3σ optimiert. Zum Leistungsvergleich des optimierten chemisch-kinetischen Modells werden neben dem Basismodell DLR-RG [1] die etablierten Modelle USC II [8] und GRI 3.0 [9] verwendet.

Zielgrößen der Optimierung bilden im Stoßwellenrohr gemessene Speziesprofile chemisch angeregter OH- und CH-Radikale (Tabelle 1), die ein wichtiges Maß des Zündverhaltens (Zündverzugszeit) darstellen. Als Oxidator des Stoßwellenrohrexperiments #6 wurde eine Mischung mit den Molenbrüchen $X_{\mathrm{O}_2} = 0{,}156$ und $X_{\mathrm{Ar}} = 0{,}844$ verwendet. Als Oxidator aller anderen Stoßwellenrohrexperimente wurde eine Mischung mit den Molenbrüchen $X_{\mathrm{O}_2} = 0{,}21$

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

und $X_{\mathrm{Ar}} = 0{,}79$ verwendet. Die zusätzliche Verdünnung *V* erfolgte mit Argon. Die Profile der angeregten OH- und CH-Radikale wurden durch Messungen der Photonenemission ermittelt und wurden allerdings nicht quantifiziert, so dass die Speziesprofile lediglich qualitativ optimiert werden.

Weitere Zielgrößen sind Messungen von Speziesprofilen aus Strömungsreaktor und Rührkessel bzw. Jet-Stirred-Reactor (JSR) in Tabelle 2. Als Oxidator der Experimente in Tabelle 2 wurde O_2 verwendet. Zusätzlich werden die Profile laminarer Flammengeschwindigkeiten u_l^0 in Tabelle 3 als Zielgrößen für die Optimierung verwendet, die ein wichtiges Maß für die Wärmefreisetzung darstellen. Bei allen Experimenten zur Bestimmung der laminaren Flammengeschwindigkeit in Tabelle 3 ist der Oxidator Luft und die Temperatur des unverbrannten Gases beträgt 298 K.

Tabelle 1: Stoßwellenrohrexperimente für die Modelloptimierung

#	Brennstoff (molar)	φ	*V*	*p* in bar	Quelle
1	RG = CH_4/C_2H_6 = 92/8	1,0	1:5	1–16	[10]
2	H_2/RG = 40/60	0,5 ; 1,0	1:5	1–16	[10]
3	H_2/RG = 80/20	0,5 ; 1,0	1:5	1–16	[10]
4	H_2/CO = 5/95	1,0	1:5	1–16	[11]
5	H_2/CO = 50/50	1,0	1:5	1–16	[11]
6	CO/RG/CO_2 = 25,3/11,4/63,3	1,0	–	16	[12]
7	H_2/CO/CH_4/CO_2 = 5/31/38/26	0,5 ; 1,0	1:5 ; 1:10 ; 1:20	4	[13]
8	CH_4	0,5 ; 1,0	1:5	1–16	[14]

Tabelle 2: Strömungsreaktor- und JSR-Experimente für die Modelloptimierung

#	Brennstoff (molar)	φ	*V*	*p* in atm	Quelle
Strömungsreaktor					
9	CH_4	0,5 ; 1,0 ; 2,0	1:100 in Ar	1	[15]
JSR					
10	H_2/CH_4 = 50/50	0,3	1:3.6 in N_2	1	[16]
11	H_2/CH_4 = 50/50	0,3	1:12 in N_2	1 ; 10	[16]
12	H_2/CO/CH_4 = 25/25/50	0,3	1:12 in N_2	1	[16]

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 3: Profile laminare Flammengeschwindigkeiten für die Modelloptimierung

#	Brennstoff (molar)	*p* in atm	Quelle
13	H_2	1	[17]
14	H_2/CO = 50/50	1	[17]
15	GGV = H_2/CO/CH_4/CO_2/N_2 = 12/19/5,8/13,2/50	1	[2]
16	H_2/CO/CH_4/CO_2/N_2 = 9,6/15,2/24,6/10,6/40	1	[2]
17	CH_4	1 ; 2; 4	[18]

2.2. Reduktionsansatz

Für die Reduktion wird ebenfalls das bereits beschriebene linTM bzw. die abgeleitete Methode der rapiden Reduktion verwendet [3], die schematisch in Bild 1 mit den Schritten (1) bis (4) dargestellt ist.

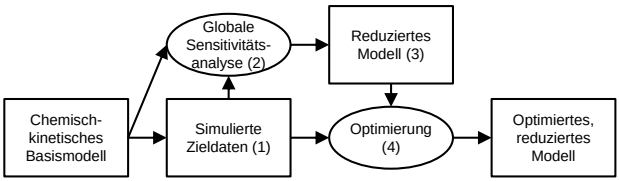


Bild 1: Schematische Darstellung der rapiden Reduktion mit dem linTM

Das zu reduzierende chemisch-kinetische Basismodell (Bild 1) bildet das optimierte detaillierte Modell des Ergebnisteils dieser Arbeit. Das Modell wird für die Verbrennung bei 4 bar in Luft von Methan und eines biogenen Referenzgases GGV (Zusammensetzung in Tabelle 3) eines Vergasungsprozesses [2] reduziert. Der Druck von 4 bar entspricht dabei einer typischen Randbedingung bei der dezentralen Verbrennung in Mikrogasturbinen. Die Zieldaten für die globale Sensitivitätsanalyse und die Nachoptimierung des reduzierten Modells bilden Speziesprofile homogener, isobarer Reaktoren sowie Profile laminarer Flammengeschwindigkeiten, die mit dem Basismodell simuliert werden. Die Simulationen der homogenen Reaktoren zur Bildung der Zieldaten des Schritts (1) erfolgen bei den Starttemperaturen 1000 K, 1400 K, 1800 K sowie 2200 K bei 4 bar jeweils bei den Äquivalenzverhältnissen ϕ von 0,5 und 1,0 jeweils für beide Brennstoffe. Ziel-Spezies bilden alle Spezies, deren Molenbrüche während der jeweiligen Simulation mindestens 0,5% erreichen.

Die Profile laminarer Flammengeschwindigkeiten werden für beide Brennstoffe mit der Vorwärmtemperatur von 440 K erstellt, dass in etwa der Temperatur nach einer Verdichtung mit dem Druckverhältnis 4 entspricht (Mikrogasturbine).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3. Ergebnisse

Die im vorherigen Kapitel beschriebenen Methoden wurden in der Sprache Python programmiert und durch eine Kopplung mit der freien Software Cantera [4] numerisch implementiert und die Berechnungen dann durchgeführt.

3.1. Ergebnisse Optimierung

In Bild 2 wird die Reproduzierbarkeit der experimentellen Daten durch die verschiedenen chemisch-kinetischen Modelle über die durchschnittlichen absoluten Distanzen $\overline{|d|}$ zwischen Simulation und experimentellen Zielgrößen zusammengefasst. Dabei steht *n* für die Anzahl der charakteristischen Punkte der jeweiligen Experimente, die als Zielgrößen der Optimierung verwendet wurden. Bild 2 zeigt, dass die Vorhersagefähigkeit des optimierten Modells gegenüber den etablierten Modellen signifikant gesteigert wird (niedrigste Werte für $\overline{|d|}$). Das optimierte Modell ist dabei in der Lage, das Zündverhalten (Stoßwellenrohr), die Wärmefreisetzung (laminare Flammengeschwindigkeit) und die detaillierten Verläufe der Spezies im Niedertemperaturbereich (JSR, Strömungsreaktor) exzellent wiederzugeben.

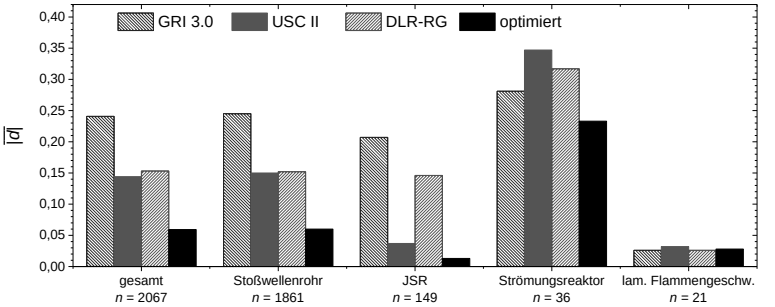


Bild 2: Durchschnittliche absolute Distanzen $\overline{|d|}$ zwischen Simulation und experimentellen Zielgrößen

Bild 3 und Bild 4 vergleichen die experimentellen und simulierten Speziesprofile von JSR und Strömungsreaktor. Dabei sind bei der Simulation der verschiedenen Experimente mit den etablierten Modellen Ab- und Aufbau der Spezies zu schnell. Dagegen können Ab- und Aufbau der Spezies bei beiden Experimenten konsistent mit dem optimierten Modell wiedergegeben werden. Während das C_2H_4-Profil des JSR in Bild 3 mit dem optimierten Modell im Gegenteil zu den konventionellen Modellen hervorragend wiedergegeben wird, ist eine adäquate Reproduzierbarkeit des C_2H_4-Profils im Strömungsreaktor in Bild 4 durch kein

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Modell gegeben. Ob die Ursache der Abweichungen beim Strömungsreaktor auf Fehler in Experiment oder chemisch-kinetischen Modell zurückzuführen sind, gilt es weiter zu untersuchen. Dazu könnten z. B. der Optimierung mehr experimentelle Zieldaten der Verbrennung von C2-Spezies hinzugefügt werden.

Bilder 5 und 6 zeigen, dass das optimierte chemisch-kinetische Modell die laminaren Flammengeschwindigkeiten von H_2, Synthesegas, Methan und der Mischung konsistent wiedergibt. Dabei ist vor allem das optimierte Modell im Gegensatz zu den etablierten Modellen in der Lage, die experimentelle maximale Flammengeschwindigkeit der Brennstoffmischung aus Synthesegas und CH_4 zu reproduzieren. Dies bestätigt vorherige Optimierungsuntersuchungen, die den gleichen Effekt bei einer ähnlichen Brennstoffmischung gezeigt haben [3].

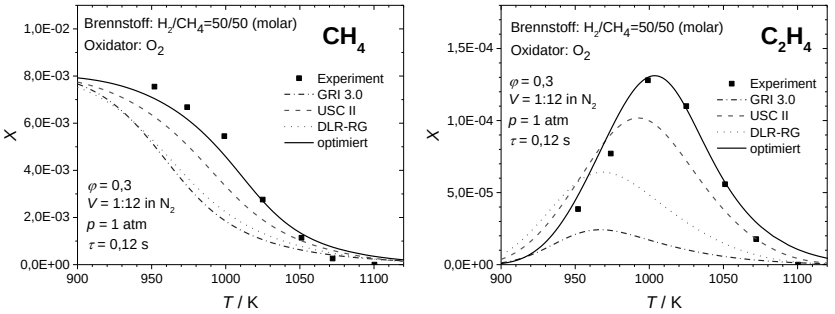


Bild 3: Simulation und Experiment [16] der Speziesprofile des JSR

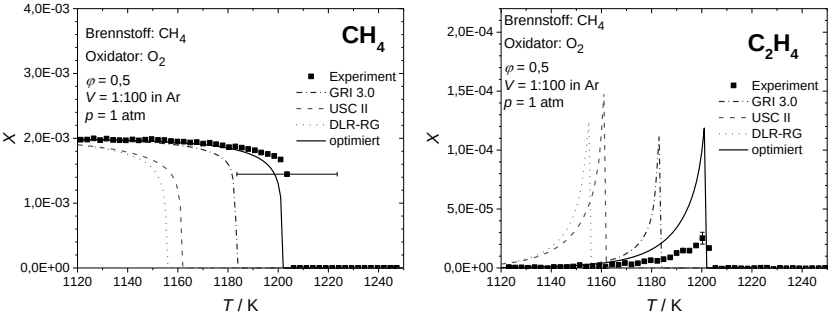


Bild 4: Simulation und Experiment [15] der Speziesprofile des Strömungsreaktors

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

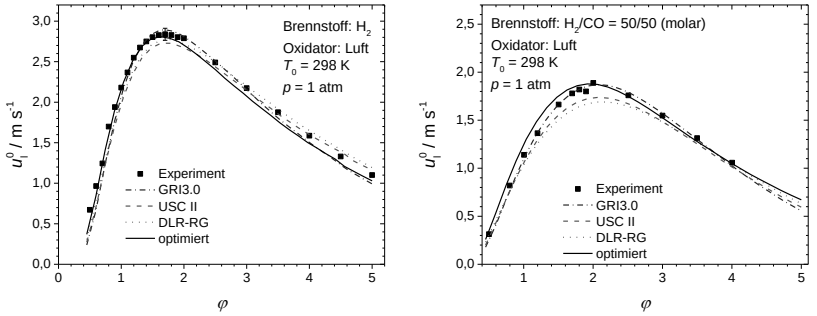


Bild 5: Simulation und Experiment [17] der laminaren Flammengeschwindigkeiten von H_2 und Syngas

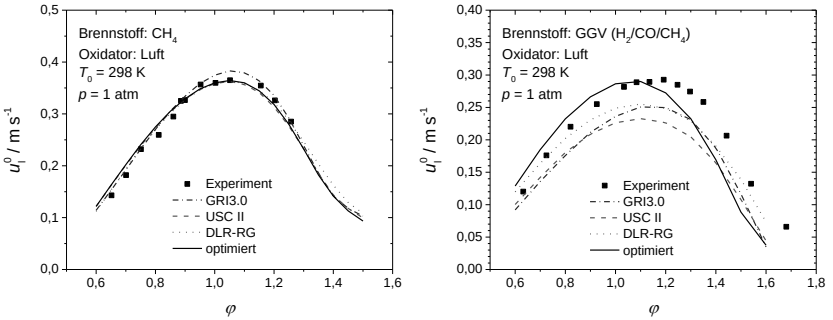


Bild 6: Simulation und Experiment der laminaren Flammengeschwindigkeiten von CH_4 [18] und der biogenen Referenzgasmischung GGV [2]

3.2. Ergebnisse Reduktion

Durch die globale Sensitivitätsanalyse mit dem linTM konnte das Modell von 65 auf folgende 20 Spezies reduziert werden: H_2, CO, CH_4, O_2, H_2O, CO_2, C_2H_4, C_2H_2, C_2H_6, CH_2O, H, O, OH, H_2O_2, HO_2, HCO, CH_3, CH_3O, C_2H_5 sowie der im Modell inerten Spezies N_2.

Die durchschnittliche absolute Distanz $\overline{|d|}$ zwischen den charakteristischen Punkte der Speziesprofile der homogenen Reaktoren von originalem und reduziertem Modell beträgt 0,15 die maximale Distanz beträgt dabei 2,72. Durch die Nachoptimierung kann die Vorhersagefähigkeit des reduzierten Modells signifikant gesteigert werden. Dabei beträgt für das optimierte Modell die durchschnittliche Distanz $\overline{|d|}$ nur noch 0,03 die maximale Distanz beträgt 0,88. Die Qualitätssteigerung des chemisch-kinetischen Modells durch die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Nachoptimierung wird in Bild 7 mit dem Vergleich der laminaren Flammengeschwindigkeiten verdeutlicht, die mit den verschiedenen Modellen numerisch bestimmt wurden. Dabei ist deutlich zu erkennen, dass ohne eine Nachoptimierung das reduzierte Modell mit 20 Spezies wegen seiner starken Abweichungen zum detaillierten Mechanismus kaum geeignet wäre für die Vorhersage der Flammengeschwindigkeit oder komplexere CFD-Simulationen.

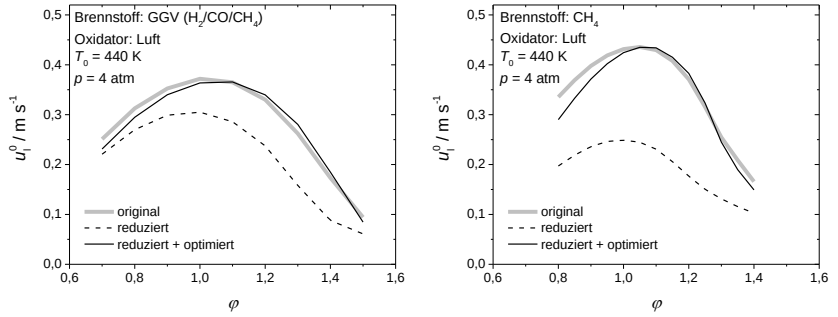


Bild 7: Vergleich der Vorhersage der laminaren Flammengeschwindigkeit durch die verschiedenen chemisch-kinetischen Modelle

4. Zusammenfassung und Ausblick

Während das lineare Transformationsmodell bereits erfolgreich mit Messgrößen von Stoßwellenrohren, Strömungsreaktoren und laminaren Flammen verwendet wurde [3], wurden nun erstmals auch Speziesprofile aus Rührkesselreaktoren (JSR) zusätzlich in die Optimierungsumgebung implementiert. Hierdurch konnte die Modelloptimierung auf wichtige Bereiche der Niedertemperaturkinetik erweitert werden. Mit dem optimierten chemisch-kinetischen Modell wird die Vorhersagefähigkeit gegenüber etablierten – validiert an Hand von über 2000 Zielgrößen wie Zündverzugszeiten, laminaren Flammengeschwindigkeiten und Speziesprofilen – signifikant gesteigert.

Ausgehend vom optimierten, detaillierten chemisch-kinetischen Modell konnte ein reduziertes Modell mit 20 Spezies erstellt werden. Die numerischen Vorhersagen des in der CFD nutzbaren Modells sind nahezu identisch zu den entsprechenden Vorhersagen des detaillierten Modells für die Verbrennung von Methan und einer biogenen Referenzgasmischung bei typischen Randbedingungen einer dezentralen Nutzung in kleinen Gasturbinen.

Ausblickend sollten der Modelloptimierung weitere Experimente als Zielgrößen hinzugefügt werden, um experimentelle und numerische Unsicherheiten weiter zu untersuchen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Danksagung

Wir danken der Helmholtz-Gemeinschaft für die finanzielle Unterstützung im Rahmen des Projektes DLR@UniST (Förderkennzeichen HA-302).

Literaturverzeichnis

[1] M. Braun-Unkhoff, N. Slavinskaya und M. Aigner, „Detailed and reduced reaction mechanism of biomass-based syngas fuels," in *Proceedings of GT2009, ASME Turbo Expo*, Orlando, USA, 2009.

[2] B. Yan, Y. Wu, C. Liu, J. F. Yu, B. Li, Z. S. Li, G. Chen, X. S. Bai, A. M. und A. A. Konnov, „Experimental and modeling study of laminar burning velocity of biomass derived gases/air mixtures," *International Journal of Hydrogen Energy,* 36(5), pp. 3769-3777, 2011.

[3] T. Methling, M. Braun-Unkhoff und U. Riedel, „A novel linear transformation model for the analysis and optimisation of chemical kinetics," *Combustion Theory and Modelling,* 2016. (Online verfügbar, in Druck).

[4] D. G. Goodwin, H. K. Moffat und R. L. Speth, *Cantera: An object- oriented software toolkit for chemical kinetics, thermodynamics, and transport processes,* http://www.cantera.org: Version 2.3.0, 2017.

[5] D. L. Baulch, C. T. Bowman, C. J. Cobos, R. Cox, T. Just, J. A. Kerr, M. J. Pilling, D. Stocker, J. Troe, W. Tsang, R. W. Walker und J. Warnatz, „Evaluated kinetic data for combustion modeling: Supplement II," *Journal of Physical and Chemical Reference Data,* 34(3), pp. 757-1397, 2005.

[6] A. Kéromnès, W. K. Metcalfe, K. A. Heufer, N. Donohoe, A. K. Das, C.-J. Sung, J. Herzler, C. Naumann, P. Griebel, O. Mathieu, M. C. Krejci, E. L. Petersen, W. J. Pitz und H. J. Curran, „An experimental and detailed chemical kinetic modeling study of hydrogen and syngas mixture oxidation at elevated pressures," *Combustion and Flame,* 160(6), pp. 995-1011, 2013.

[7] T. Varga, T. Nagy, C. Olm, I. G. Zsély, R. Pálvölgyi, É. Valkó, G. Vincze, M. Cserháti, H. Curran und T. Turányi, „Optimization of a hydrogen combustion mechanism using both direct and indirect measurements," *Proceedings of the Combustion Institute,* 35(1), pp. 589-596, 2015.

[8] H. Wang, X. You, A. V. Joshi, S. G. Davis, A. Laskin, F. Egolfopoulos und C. K. Law, *USC Mech Version II. High Temperature combustion Reaction Model of H2/CO/C1–C4*

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Compound, http://www.ignis.usc.edu/USC_Mech_II.htm., 2007.

[9] G. Smith, D. Golden, M. Frenklach, N. Moriarty, B. Eiteneer, M. Goldenberg, C. Bowman, R. Hanson, S. Song, G. Jr., W.C., J. Lissianski und Z. Qin, *GRI3.0 mechanism,* http://www.me.berkeley.edu/gri_mech, 1999.

[10] J. Herzler und C. Naumann, „Shock-tube study of the ignition of methane/ethane/hydrogen mixtures with hydrogen contents from 0% to 100% at different pressures," *Proceedings of the Combustion Institute,* 32(1), pp. 213-220, 2009.

[11] G. Özuylasi, *Validierung von Reaktionsmechanismen für die Synthesegasverbrennung,* Studienarbeit, Universität Stuttgart, Institut für Verbrennungstechnik der Luft- und Raumfahrt, 2010.

[12] J. Herzler und C. Naumann, „Oxy-fuel ignition delay time Measurements for ivalidation of reaction mechanisms," Techn. Ber. D1.4.1003. Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt, Institut für Verbrennungstechnik, 2010.

[13] J. Herzler, J. Herbst, T. Kick, C. Naumann, M. Braun-Unkhoff und U. Riedel., „Alternative fuels based on biomass: An investigation of combustion properties of product gases," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power,* 135(3), 2013.

[14] C. Naumann, J. Herzler, T. Panne, Y. Sterr, J. Herbst, T. Kick und J. H. Starcke, „Abschlussbericht DedeBio," Techn. Ber. A 283 09, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt, Institut für Verbrennungstechnik, 2011.

[15] P. Oßwald und M. Köhler, „An atmospheric pressure high-temperature laminar flow reactor for investigation of combustion and related gas phase reaction systems," *Review of Scientific Instruments,* 86(10), 2015.

[16] T. Le Cong, P. Dagaut und G. Dayma, „Oxidation of natural gas, natural gas/syngas mixtures, and effect of burnt gas recirculation: Experimental and detailed kinetic modeling," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power ,* 130(4), 2008.

[17] M. C. Krejci, O. Mathieu, A. J. Vissotski, S. Ravi, T. G. Sikes, E. L. Petersen, A. Kéromnès, W. Metcalfe und H. J. Curran, „Laminar flame speed and ignition delay time data for the kinetic modeling of hydrogen and syngas fuel blends," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power,* 135(2), 2013.

[18] O. Park, P. S. Veloo, N. Liu und F. N. Egolfopoulos, „Combustion characteristics of alternative gaseous fuels," *Proceedings of the Combustion Institute,* 33(1), pp. 887-894, 2011.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Charakterisierung von Verlöschungsgrenzen an nicht vorgemischten Gegenstromflammen mit Hilfe der Streckungsratenanalyse

Characterization of extinction limits in laminar non-premixed counter-flow flames using strain-rate analysis

S. Eckart*, S. Voss, **H. Krause**, Institute of Thermal Engineering, TU Bergakademie Freiberg, Freiberg, Germany

Abstract

In this paper the extinction behaviour of laminar non-premixed methane and dimethylether flames is described. The aim of the work is a better understanding of fuel components in interaction with inert gases. For these gas mixtures, the extinction rates as one of the very interesting physico-chemical properties were investigated. These properties are important for validation of reaction mechanisms and the specific design of burners.

For this purpose an experimental setup with a counter-flow burner based on the design of University of California, San Diego (UCSD) was used. A counter-flow burner was set up with the possibility to burn liquid and gaseous fuels under atmospheric conditions within an inlet temperature range from 298 K to 498 K. The gaseous counter-flow burner has two horizontal nozzles, for the combustion of liquid fuels; one of them can be switch to a liquid pool with constant fluid level. The gaseous ducts have a diameter of 25.4 mm and are surrounded with a N_2 curtain, to protect the flame from the surrounded air. Fine wire screens (opening of 0.007 mm) are placed at the exit of the ducts to rectify the flow and assure steady laminar axisymmetric plug flow due to the negligibly small tangential component of the mixture. The distance between the nozzles can be variated from 6 to 16 mm. The exhaust gases are sucked into the bottom duct and cooled down to less than 70 °C with a water-cooling system.

The extinction limits and strain rate of the counter-flow for non-premixed CH_4/air and DME flames at elevated temperatures and atmospheric pressure are experimentally determined. Also, the detailed flame structure and the extinction limits are visualized by using a high-speed- and an OH - chemiluminescence camera system. The results show that the blow-off limits are enhanced with higher fuel substitution in the flames. Furthermore, it could be shown that the distance between the nozzles has a high impact on the strain rate. In the tested matrix it could lower the rate up to 11 % when the distance changes from 10 mm to

* Corresponding author: sven.eckart@iwtt.tu-freiberg.de
VDI Tagung: 28. Deutscher Flammentag Verbrennung und Feuerung

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

14 mm. However, the extinction limits (in terms of mole fraction of the fuel) and the maximum flame temperature are reduced with increasing strain rates, indicating that flames can sustain more of the tested fuels at low strain rates. With OH* detection it was possible to investigate the distance of the flame from the nozzle position.

Introduction

Ignition of hydrocarbon fuels plays an important role in the performance of combustion systems. The recent work deals with the leak of fundamental information of extinction limits of flames, which are important in many applications, e.g. extinction of fuel sprays in diesel engines. In this study the fuels dimethylether (DME; CH_3OCH_3) and methane (CH_4) was chosen. DME is as relevant substitute for propane in liquefied petroleum gas (LPG) and is been used in several fields [1].

For premixed DME flames several studies have been focussed on the evaluation of laminar burning velocities and pollutant emissions [2, 3, 4, 5]. The role of low temperature DME oxidation chemistry (NTC-regime) has been examined in few studies including premixed and non-premixed flames [6, 7]. These results are of high interest in the automotive industry, where DME is potential candidate as alternative or additive fuel. It is also used as additive component for gasoline and diesel fuels. Methane is a widely used fuel in many practical applications, because it is a major component of European natural gas and offers the possibility to reach the highest H_2O/CO_2 ratio in the combustion products, due to the highest H/C ratio in methane [8]. Furthermore, the investigations of methane also offers the possibility to verify the results with the group from the University of San Diego (UCSD), due to the fact that the design of the burner and burner nozzles are identical.

Experimental Setup and Procedure

Fig. 1 shows a schematic illustration of the experimental setup that includes the counter-flow burner, the supply system, and the hardware/software used to control the experiment and to record the experimental data.

The burner design developed by the UCSD group [10] was adapted to the requirements of TU Bergakademie Freiberg (TUBAF) and was constructed and produced with the support of UCSD. The counter-flow burner consists of two concentrically ducts which are in vertical arrangement. Each duct has a diameter of 24 mm and is surrounded by an annular duct that provides the curtain flow of nitrogen. This curtain flow minimize the influence of the surrounded air on the reaction zone. As seen in Fig. 2 the fuel is injected from the lower

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

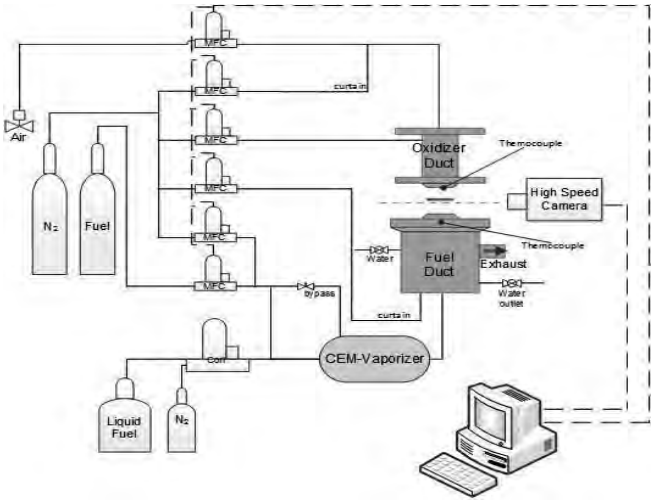


Fig. 1: Schematic drawing of the experimental setup with the counter flow burner [9].

duct, while the oxidizer is injected from the upper duct. In both ends of the ducts there are fine wire screens in order to create laminar plug flow conditions [11]. At the lower part of the burner, the fuel and curtain ducts are surrounded by another concentrically arranged suction around the nitrogen curtain duct. A slight low-pressure is applied in this section in order to lead the exhaust gas outside of the burner. A water cooling system is also applied in the same section in order to quench the reactivity of the gas before its disposal to the in-house exhaust system. For the extinction experiments the upper duct consists of two concentric tubes which seperate the oxidixer from the nitrogen curtain flow. At the exit of each duct thermocouples and a heating system are installed, so that both gas flows can be preheated and controlled up to 523 K constantly. For the first stage, the methane/nitrogen mixture was burned with a preheating-temperature of 298 K. For the second part of the currently presented experimental work the fuel stream was supplied in gaseous form at T = 298 K, consisting of DME and nitrogen. The gases were supplied out of high pressure cylinders and their mass flows were regulated with the use of calibrated thermal mass flow controllers. For liquid components the setup was preperated with an CEM vaporizer from Bronkhorst™. This needs a carrier gas, which is nitrogen in this case. The liquid components are regulated with a calibrated coriolis mass flowmeter.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

In the following section, the boundary conditions for a better understanding of the experiemental work is given, in particular of the thermodynamic and fluid-mechanical states. The parameters include the fuel mass fraction ($Y_{F,1}$), the corresponding inlet temperature (T_1) and the flow velocity at the nozzle outlet (u_1) of the fuel stream. The oxygen mass fraction ($Y_{O2.2}$), its inlet temperature (T_2) and the exit velocity (u_2) are given for the oxidizer current. The distance between both nozzles will be denoted by L. The stretching rate (a) describes the axial velocity gradient of the flow velocity on the oxidizer side and can be calculated according to [12] over the relationship:

$$a = 1 + \frac{2u_2}{L}\left(1 + \frac{u_1\rho_1}{u_2\rho_2}\right) \qquad (1)$$

Here ρ_1 and ρ_2 represent the densities of the mixture at the fuel nozzle and at the oxidizer nozzle. During the present experiments the momentum balance is imposed in order to form a stagnation plane in the
middle between both nozzles. Therefore, the following equation must be fulfilled.

$$\rho_1 u_1^2 = \rho_2 u_2^2 \qquad (2)$$

Combining this both equations the strain rate can be written as:

$$\alpha_2 = \frac{4u_2}{L} \qquad (3)$$

So the distance between the nozzles L is very important for the strain rate analysis. In the experimentel setup this can be adjusted between 8 mm to 16 mm. The nozzle distance is one of the main factor of comparisons of extinctions limits, besides the burner diameter and the mixtures of fuel and oxidizer.

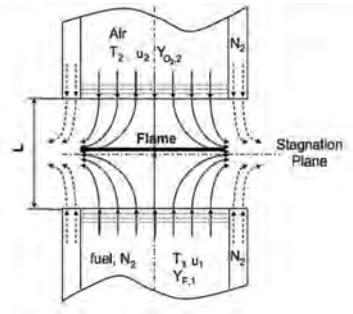


Fig. 2: Schematic drawing of the counter-flow configuration [9].

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Extinction Experiments and results

Durng the extinction experiments the seperaration of the ducts where measured for 10 mm, 12 mm and 14 mm. The temperature of the fuel and oxidizer was set to 293 K with an uncertainty of the temperature measurement of ± 2 K. The gas mixtures were tested under atmospheric conditions. At a fixed fuel composition, fuel mass fraction and oxidizer mass fraction, the flame was stabilized at a strain rate (*a2*) lower than the extinction strain rate. In the following the strain rate was increased every 5 seconds in a range of 1 s^{-1} to 3 s^{-1} until the flame extinguished. To messure the influence of the distance of the nozzles, the following experimental test cases were performed.

Table 1: Composition of gas streams and burner characteristics during extinction experiments.

	$Y_{O2,2}$	$Y_{Methane}$	$T_1=T_2$ [K]	L [mm]
1	0.233	0.15-0.25	293± 2K	14
2	0.22	0.15-0.35	293± 2K	14
3	0.215	0.15-0.4	293± 2K	14
6	0.233	0.15-0.25	293± 2K	12
7	0.22	0.15-0.35	293± 2K	12
8	0.215	0.15-0.55	293± 2K	12
9	0.205	0.15-0.55	293± 2K	12
10	0.2	0.15-0.60	293± 2K	12
11	0.233	0.15-0.3	293± 2K	10
12	0.22	0.15-0.4	293± 2K	10
13	0.215	0.15-0.45	293± 2K	10
14	0.205	0.15-0.55	293± 2K	10
15	0.2	0.15-0.55	293± 2K	10

In Table 1 the systematically developed test-matrix with the composition of the gas streams and burner characteristics during the extinction experiments is shown. The distance between the both noozles and the fuel mass ratio in the fuel stream where fixed at one value, then the strain rate was raised until the extinction strain rate was detected. For the next measurement the fuel mass ratio was increased by $\Delta Y_{fuel} = 0.05$. Due to limitations in the burner setup measurments for higher oxygen mass ratio are limited to a certain fuel mass ratio. Therefore, the oxygen mass ratio in the oxdizerer stream was lowered and the fuel mass ratio parameter stayed as before.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

In Fig. 3 the experimental results for methane with a constant distance of L = 10 mm are shown. The highest strain rate could reached with a oxygen mass mass ratio of Y_{oxy} = 0.233, with undiluted air. The maximum strain rate for an oxygen air flame for L = 10 mm for a methane mass ratio of Y_{fuel} = 0.3 and Y_{N2fuel} = 0.7 could be detected at 370 s^{-1}.

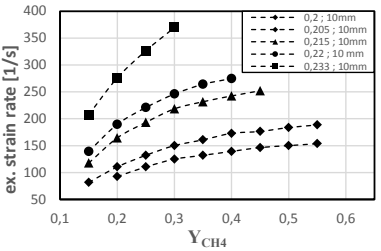


Fig. 3: Extinction strain rates for CH_4 mass ratio at L = 10 mm with different compositions of oxidizer.

Du et al. [13] reported a similar trend, in that a higher value of N_2 in the molar stochiometry disminished the limiting strain of laminar counter-flow non-premixed flames. After lowering the oxygen mass ratio to Y_{oxy} = 0.22 the maximum strain rate decreases to a value of 275 s^{-1} for a fuel mass ratio of Y_{fuel} = 0.4. Compared with the value Y_{oxy} = 0.233 at Y_{fuel} = 0.3 fuel mass ratio and the value at Y_{oxy} = 0.22 the extinction strain rate was reduced of about 35 % to a value of 246 s^{-1}.

The results for presented test cases from Table 2 are shown in Fig. 6. It could be shown, see Fig. 4, that with a decrease of the oxygen mass ratio in the oxidizer stream the maximum strain rate with the same fuel mass ratio also decreases. That means, that the flame becomes easier to extinguish. Also, the limits of application have a greater range in fuel mass ratio. So experiments up to a 0.6 CH_4 / 0.4 N_2 mixtures where possible to be tested. It could be shown that for a lower O_2 mass fraction, the increase in strain rate with the CH_4 content is flatter and vice versa for a high O_2 mass fraction, the increase in the strain rate with CH_4 content is steeper. For all measured oxygen mass ratios the flame extinct at lower strain rates, when the distance between both nozzles increases. Fig. 6 shows that in regions

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

with a lower fuel mass ratio the values of the 10 mm (L/D = 0,416) and 12 mm (L/D = 0,5) setup always have higher extinction strain rates then the 14 mm (L/D = 0,583) setup, although the differences in the area is small. For higher fuel mass ratio areas this differences in strain rates increases, but the experimental results still have a lower difference in strain rates than for the 12 mm and 14 mm setup. For the experimental results for a lower oxygen mass ratio the difference between the 10 mm and 12 mm results decreases. In the case of Y_{oxy} = 0.2 the difference of the strain rate value is 2-4 %.

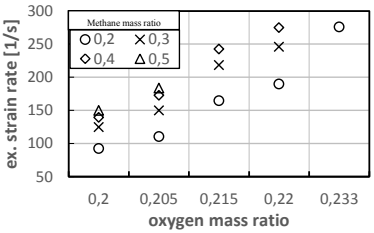


Fig. 4: Experimental results of CH_4 extinction strain rate for different fuel mass ratio at L = 10 mm.

In Fig. the influence of the oxygen mass ratio in the oxidizer stream is shown, therefore the given legend references the mass ratio of methane. The missing parts to 100 % are the inert gas nitrogen. The nozzle distance in this experiment was set to 10 mm and the gas temperature was 293 K±2 K. The results show, that with increasing oxygen mass ratio the strain rate also increases.

The accuracy of the determined strain rate is around ± 10 % and for the fuel mass fraction ± 3 % of recorded values. The accuracy of the oxygen mass fraction is also ± 3 %, depending mainly on the uncertainty of the mass flow controller. The nozzle distance *L* has an uncertainty of 0.15 mm. The experimental repeatability on reported strain rates was in a range of ± 8 %.

The second investigated fuel is DME, where the different observed compositions are presented in Table 2.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Table 2: Composition of DME stream and burner characteristics during extinction experiments.

	$Y_{O2,2}$	Y_{DME}	$T_1=T_2$ [K]	L[mm]
16	0.233	0.25-0.45	293± 2K	10
17	0.215	0.3-0.5	293± 2K	10
18	0.20	0.35-0.5	293± 2K	10
19	0.18	0.4-0.5	293± 2K	10

In Fig. 5 extinction strain rates for different DME mass ratios at a constant nozzle distance of *L* = 10 mm and gas temperature of 293 K ± 2 K are presented.

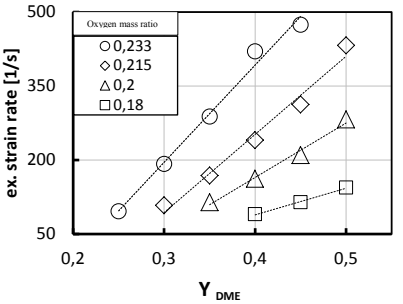


Fig. 5: Experimentally determined extinction strain rates for different DME mass ratios at L = 10mm.

The fuel stream was varied from Y_{fuel} = 0.25 to Y_{fuel} = 0.5. Therefore, the flame was stabilised at a strain rate over 50 s^{-1} and was increased every 5 seconds in a range of 1 s^{-1} to 3 s^{-1} until the flame extinct. The oxygen rate in the oxidizer stream was reduced from Y_{oxy} = 0.233 to Y_{oxy} = 0.18. The results clearly show that with a higher oxygen mass ratio the flame extinct at higher strain rates. So a higher oxygen mass ratio stabilizes the flame in a wider regime. In this case, it is observed that the stretching rate decreases with increasing distance between both nozzles for all tested oxygen mass fractures. However, the plot in Fig. 5 shows the measured values and the trend of the curves remains unchanged in its course. This phenomenon is already known in literature [14]. For lower oxygen mass ratios the stabilization of the flame in the stagnation area needs higher fuel mass ratios. Therefore, the flame for Y_{oxy} = 0.18 could only be stabilized for fuel mass ratio higher then Y_{fuel} = 0.4. Furthermore, the results show that the gradient of the extinction strain rate is flattened for lower oxygen mass ratios in the oxidizer stream. Furthermore, an OH* visualization of the

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

flame was performed to analyze the flame front. Figure 7 showed that the flame front of the investigated DME flame with an oxygen mass fraction of Y_{oxy} = 0.22, a strain rate of 100 s^{-1} and a fuel mass fraction of Y_{fuel} = 0.16 stabilizes nearly exactly between the two burner nozzles with a slightly trend to be placed a little closer to the upper burner nozzle above the stagnation plane. The maximum of the flame front forms about 0.25 mm above the stagnation plane.

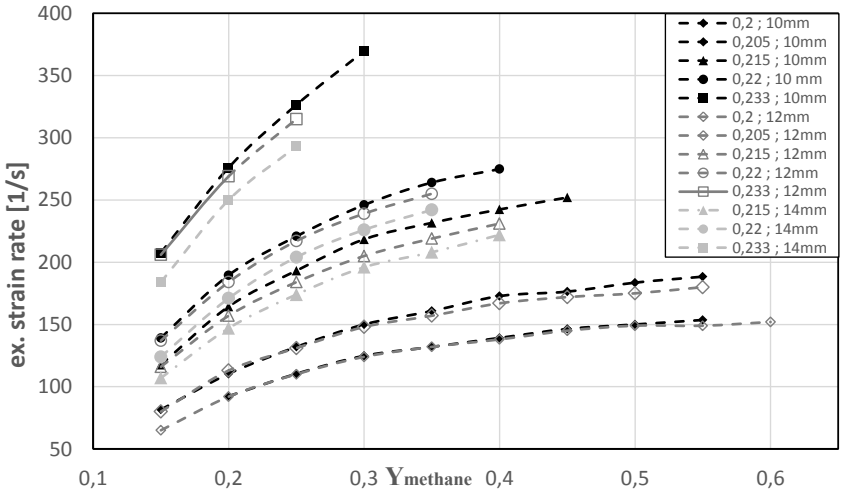


Fig. 6: Experimentally determined extinction strain rates in flame in dependent on the CH_4 mass ratio at L = 10-14 mm with different compositions of oxidizer (in the legend (Y_{O2}; L).

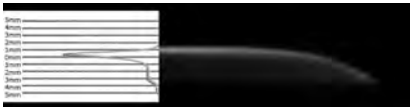


Fig. 7: OH* intensity of DME flame with Y_{oxy} = 0.22, Y_{fuel} = 0.16 and a = 100 s-1.

Conclusions

The main focus of this experimental study was to determine the extinction strain rate for methane and DME flames and the impact of oxygen and fuel mass ratio. Extinction strain rates were measured for non-premixed flames stabilized in a counter-flow burner. The critical conditions of extinction were measured with the mass fractions of the opposing streams and stoichiometric mixture fraction chosen. The strain rate at extinction was found to increase

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

with increasing amounts of fuel in all tested combustible mixture. It could also conclude that with a lower oxygen mass ratio in the oxidizer stream, the strain rate decreases.
Secondly the impact of the nozzle distance to non-premixed methane/air flames was determined. The current results show that with higher distance the extinction strain rate decreases non-linear.

Acknowledgments

The authors would like to acknowledge the financial support by the Saxony Ministry of Science and Fine Arts and the European Union in the project “DynMoII” (100228106). The authors would also like to thanks Dr. Alexandra Loukou for her scientific support and the fruitful discussions.

References

[1] Kidder, C. 2010. IDA_Fact_Sheet_1. LPG_DME_Blends. *International DME Association*.

[2] Kaiser, E. W., Wallington, T. J., Hurley, M. D., Platz, J., Curran, H. J., Pitz, W. J., and Westbrook, C. K. 2000. Experimental and Modeling Study of Premixed Atmospheric-Pressure Dimethyl Ether−Air Flames. *J. Phys. Chem. A* 104, 35, 8194–8206.

[3] Chen, Z., Tang, C., Fu, J., Jiang, X., Li, Q., Wei, L., and Huang, Z. 2012. Experimental and numerical investigation on diluted DME flames. Thermal and chemical kinetic effects on laminar flame speeds. *Fuel* 102, 567–573.

[4] Daly, C. A., Simmie, J. M., Würmel, J., Djebaïli, N., and Paillard, C. 2001. Burning velocities of dimethyl ether and air. *Combustion and Flame* 125, 4, 1329–1340.

[5] Qin, X. and Ju, Y. 2005. Measurements of burning velocities of dimethyl ether and air premixed flames at elevated pressures. *Proceedings of the Combustion Institute* 30, 1, 233–240.

[6] Deng, S., Zhao, P., Mueller, M. E., and Law, C. K. 2015. Autoignition-affected stabilization of laminar nonpremixed DME/air coflow flames. *Combustion and Flame* 162, 9, 3437–3445.

[7] Herrmann, F., Jochim, B., Oßwald, P., Cai, L., Pitsch, H., and Kohse-Höinghaus, K. 2014. Experimental and numerical low-temperature oxidation study of ethanol and dimethyl ether. *Combustion and Flame* 161, 2, 384–397.

[8] Böhm, H. and Lacas, F. 2000. On extinction limits and polycyclic aromatic hydrocarbon formation in strained counterflow diffusion flames from 1 to 6 bar. *Proceedings of the Combustion Institute* 28, 2, 2627–2634.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[9] A. Loukou, K. S. 2015. Autoignition and Extinction of Mixtures of Ethanol and Dimethyl Ether. *European combustion meeting,* Hungary, Budapest, P3-70.

[10] Seiser, R., Seshadri, K., Piskernik, E., and Liñán, A. 2000. Ignition in the viscous layer between counterflowing streams. Asymptotic theory with comparison to experiments. *Combustion and Flame* 122, 3, 339–349.

[11] F.A.Williams, K. *Int. J. Heat Mass Transfer 21* 1978, 251–253.

[12] Niemann, U., Seshadri, K., and Williams, F. A. 2014. Methane, ethane, and ethylene laminar counterflow diffusion flames at elevated pressures. Experimental and computational investigations up to 2.0MPa. *Combustion and Flame* 161, 1, 138–146.

[13] Du, J. 1995. The effect of flame structure on soot-particle inception in diffusion flames. *Combustion and Flame* 100, 3, 367–375.

[14] Sarnacki, B. G., Esposito, G., Krauss, R. H., and Chelliah, H. K. 2012. Extinction limits and associated uncertainties of nonpremixed counterflow flames of methane, ethylene, propylene and n-butane in air. *Combustion and Flame* 159, 3, 1026–1043.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Vergleich von thermischen Verfahren zur Nutzung von Rückständen aus der Bioethanolerzeugung und Zuckerherstellung in Brasilien

Versuche und Optimierungsmaßnahmen

M. Meiller, Fraunhofer UMSICHT, Institutsteil Sulzbach-Rosenberg;
Dr.-Ing. **H.-J. Gehrmann**, **D. Baris**, Karlsruher Institut für Technologie, Institut für Technische Chemie,
Dr.-Ing. **S. Vodegel**, **F. Müller**, CUTEC-Institut GmbH, Clausthal-Zellerfeld,
Dr.-Ing. **Schaaf**, **L. Hermann**, Outotec GmbH & Co KG, Oberursel

Kurzfassung

Im Rahmen des vom BMBF finanzierten brasilianisch-deutschen Kooperations-Projekts ASHES wurde die thermische Verwertung von Bagasse und weiterer Reststoffe aus der zuckerverarbeitenden Industrie untersucht. Im Labormaßstab wurden zur Ermittlung relevanter Brennstoffparameter an der KLEAA Anlage des KIT-ITC Versuche durchgeführt. Anschließend erfolgten bei Fraunhofer UMSICHT Versuche an Feuerungsanlagen im Technikumsmaßstab mit Leistungen von 30 kW, 100 kW sowie 440 kW. Primäres Ziel war es, Erkenntnisse bzgl. des Verbrennungs- sowie des Emissionsverhaltens zu gewinnen, wobei gezeigt werden konnte, dass eine Verbrennung mit vergleichsweise geringen Emissionen möglich ist. Weiterhin wurden Versuche an der ArtFuel-Anlage des CUTEC, einem Vergaser im Technikumsmaßstab, durchgeführt und so grundlegende Erkenntnisse zum Vergasungsverhalten von Bagasse und anderen Reststoffen aus der Zuckerrohrverarbeitung gewonnen. Dabei konnte eine Konzentration nährstoffreicher Partikel in der Filterasche festgestellt werden.

Die Resultate wurden genutzt, um an verschiedenen Stellen Optimierungspotenziale aufzuzeigen und entsprechende Konzepte für deren Hebung zu erarbeiten. Diese werden im weiteren Projektverlauf weiter detailliert und in Zusammenarbeit mit den Partnern in Brasilien in die Umsetzung gebracht.

Abstract (optional)

Within the BMBF-funded Brazilian-German cooperation project ASHES, the thermal utilization of bagasse and other residuals from the sugar processing industry was examined. In the laboratory scale, tests were carried out on the KLEAA system of the KIT-ITC to

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

determine relevant fuel parameters. Subsequently, Fraunhofer UMSICHT carried out tests on combustion plants on a technical scale with different plant sizes of 30 kW, 100 kW and 440 kW. The primary objective was to gain knowledge regarding the combustion and emission behavior of these fuels. Experiments were also carried out at the CUTEC's ArtFuel facility, a gasification unit in the pilot plant scale, and thus gained information regarding the gasification behavior of bagasse and other residuals from sugar cane processing industry. These findings were used to identify optimization potentials at various points and elaborate concepts for their improvement. Within in the next steps of the project future development of these concepts will be focused. In cooperation with the Brazilian project partners several of these concepts should be implemented into practice after the project.

1. Hintergrund

Brasilien ist mit einem Anteil von 25 % an der globalen Zuckerproduktion der größte Zuckerproduzent der Welt, sowie mit einem Anteil von 50 % der größte Exporteur der Welt. Mit einem Anteil von ca. 20 % der weltweiten Produktion liegt das Land, hinter den USA, auf Platz 2 der größten Ethanolproduzenten. 16 % des Energiebedarfs in Brasilien wird in Form von Ethanol und Elektrizität aus Zuckerrohr gewonnen. Damit ist die Pflanze der wichtigste erneuerbare Energieträger im Land. [1]

In Brasilien wurden in der Saison 2013/2014 in ca. 400 Zuckerfabriken 653,5 Millionen Mg Zuckerrohr zu 37,7 Millionen Mg Zucker und 27,5 Millionen m³ Ethanol verarbeitet [2]. Bei der Verarbeitung des Zuckerrohrs entsteht als Reststoff Bagasse mit einem Wassergehalt von rund 50 %. In Brasilien fallen damit rund 180 Millionen Mg (w=50 %) Bagasse an, die mit geringer Energieausbeute in einfachen Feuerungsanlagen verbrannt werden. Diese entsprechen häufig nicht mehr dem Stand der Technik. [3]

Während in der Vergangenheit die Entsorgung der Bagasse und die Versorgung der Produktionsanlagen mit Energie im Vordergrund standen, ist die Bereitstellung von elektrischer Energie nun von größerer Bedeutung und zudem ein relevanter Markt für die Anlagenbetreiber. Vor diesem Hintergrund sind die Steigerung der Effizienz, die Nutzung von Zuckerrohrstroh zur Vergrößerung des Stromerzeugungspotenzials sowie eine Reduzierung der Emissionen im Zuge der Modernisierung der Anlagen drängende Themen.

Im Rahmen eines vom BMBF geförderten bilateralen Kooperationsprojekts wurde das Verhalten von Reststoffen aus der Zucker- und Ethanolproduktion bei der Verbrennung und Vergasung in Labor- und Technikumsanlagen untersucht sowie verschiedene Optimierungsmaßnahmen für die Praxis konzipiert und bewertet.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Vorgehen und Methodik

Zunächst wurden die Einsatzstoffe, neben der Standardanalytik, umfassenden praxisrelevanten Tests unterzogen. Ziel der Tests war es, detaillierte Informationen zum Verbrennungsverhalten der Einsatzstoffe zu erhalten und Zielgrößen für eine Weiterentwicklung der Anlagen insbesondere im Hinblick auf die Themen Effizienz und Emissionen zu gewinnen.

In der Laboranlage KLEAA des KIT-ITC erfolgte eine Charakterisierung der Brennstoffe in Hinblick auf Zündrate, Massenumsatzrate und Reaktionsfrontgeschwindigkeit. Bei Fraunhofer UMSICHT wurden Tests in Technikumsanlagen mit verschiedenen Brennstoffmischungen durchgeführt, wobei insbesondere die Bewertung des Transport- und des Emissionsverhaltens im Vordergrund standen. Die Tests wurden an unterschiedlichen Feuerungsanlagen in einem Leistungsbereich zwischen 30 kW und 440 kW durchgeführt.

CUTEC führte Untersuchungen mit einem zirkulierenden Wirbelschichtvergaser durch, wobei verschiedene Parameter wie z.B. das Vergasungsmittel (Luft und Dampf möglich) variiert wurden.

Basierend auf den Ergebnissen und den Erkenntnissen von Anlagenbegehungen in Brasilien wurden verschiedene Lösungsansätze zur Umsetzung in unterschiedlichen Zeithorizonten konzipiert, wovon eine Auswahl in Kapitel 4 dargestellt wird.

3. Ergebnisse

Versuche an einer Labor-Anlage

Um das Verbrennungsverhalten von festen stückigen Brennstoffen untereinander vergleichen zu können, werden aus Versuchen an einer Laboranlage des KIT-ITC entsprechende Kennzahlen abgeleitet. Beispielsweise beschreiben die Zündrate (ZR) und die Massenumsatzrate I (MUR I) den Abbrand in der Hauptverbrennungszone (HVZ) auf einer Rostfeuerung, während die MUR II den Koksausbrand charakterisiert. Die Kennzahlen erlauben demnach auch eine Übertragung des im Festbett ermittelten Verbrennungsverhaltens auf einem kontinuierlich betriebenen Rost. Als Referenzbrennstoff werden Holzhackschnitzel (HHS) gewählt. Bild 1 zeigt die Kennzahlen der Verbrennungsversuche mit HHS, Bagasse, Zuckerrohrstroh und Filterkuchen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

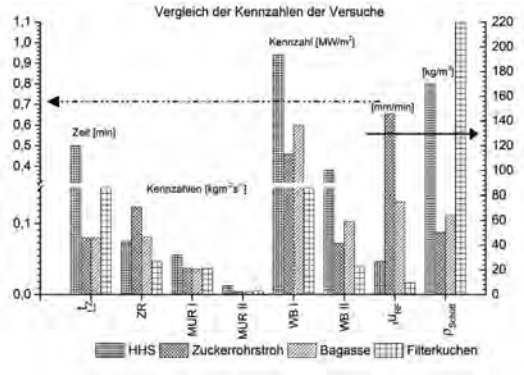


Bild 1: Vergleich der Kennzahlen, ermittelt aus den Vorversuchen.

Die ermittelte Zündzeit von Bagasse und Zuckerrohrstroh ist geringer als bei HHS. Dies liegt unter anderem in der geringeren Schüttdichte, der höheren Reaktionsfrontgeschwindigkeit, der geringen Partikelgröße sowie in den Unterschieden der Zellwandstruktur der Materialien begründet. Mit sinkender Schüttdichte und Partikelgröße wird die Energieübertragung, welche durch Wärmestrahlung durch die Hohlräume und Porosität der Brennstoffschüttung und die Wärmeleitung über den Feststoff an die darunter liegende Brennstoffschicht erfolgt, vergrößert. Der Energieaufwand zum Zersetzen der Zellwände steigt von Zuckerrohrstroh zu HHS an, da der Hemicellulose-, Lignocellulose- und Lignin-Anteil der Brennstoffe von Zuckerrohrstroh zu HHS ansteigt. Die Zersetzung dieser Stoffe benötigt aufgrund der steigenden Stabilität der molekularen Struktur mehr Energie. Die Zündrate ermittelt sich aus dem Produkt der Schüttdichte und der Reaktionsfrontgeschwindigkeit. Aus diesem Grund und den oben genannten Gründen ist die Zündrate bei Zuckerrohrstroh so hoch. Die Reaktionsfrontgeschwindigkeit eines Festbrennstoffes steigt mit sinkender Schüttdichte (ρSchütt), sinkendem Partikeldurchmesser (dp) und sinkender Stabilität der molekularen Struktur. Hierin liegt die steigende Reaktivität der Brennstoffe von HHS zu Zuckerrohrstroh begründet. Die geringeren Massenumsatzraten (MUR I & II) von Zuckerrohrstroh und Bagasse im Vergleich zu HHS zeigen auf, dass im Falle einer „klassischen“ Rostfeuerung der geringe Massenumsatz dazu führen würde, dass die erforderliche Rostlänge erheblich steigt. Die Wärmebelastung (WB) des Rostes ist im Vergleich bei Bagasse und Zuckerrohrstroh deutlich geringer als bei HHS. Aufgrund dessen ist eine übermäßige Wärmebelastung des Rostes in einer konventionellen Anlage nicht zu befürchten. Die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Ergebnisse der Laboruntersuchungen zeigen, dass die Brennstoffe untereinander substituiert werden können.

Verbrennungsversuche

Bei den Versuchen in Feuerungsanlagen im Technikumsmaßstab mit Bagasse, Zuckerrohrsstroh und verschiedenen Mischungen bei Fraunhofer UMSICHT konnte gezeigt werden, dass eine sehr effiziente Verbrennung mit geringen Restkohlenstoffgehalten in der Asche und geringen CO-Emissionen möglich ist. Auf Grund der Beschaffenheit der Bagasse ist das Förderverhalten der Bagasse schwierig. Durch eine Kompaktierung wird jedoch nicht nur die Transportwürdigkeit erheblich gesteigert, sondern auch der Einsatz von Förderschnecken möglich, was einen Einsatz in kleineren dezentralen Systemen ermöglicht. Zudem wird die Freisetzung von Staub noch einmal deutlich reduziert.

Der Einsatz von Stroh führt im Vergleich zur Bagasse vor allem zu höheren Staubemissionen, aber auch die Chlorkonzentrationen steigen deutlich an.

Tabelle 1: Gemittelte Emissionswerte bei 11%O_2, aus Rostfeuerung mit 440 kW, Versuchsdauer ca. 40h

	HCl	**CO**	**SO_2**	**CO_2**	**NH_3**	**NO_x**	**Staub**
	mg/m^3_N	mg/m^3_N	mg/m^3_N	Vol.-%	mg/m^3_N	mg/m^3_N	mg/m^3_N
Bagasse-Pellets	38,65	<10	169,93	13,08	10,21	96,99	52,5
Zuckerrohrstroh	115,20	<10	172,88	12,23	8,41	24,40	136,49

Versuche an einer Technikumsanlage zur Vergasung

An der ArtFuel-Anlage der CUTEC wurden Versuche zur Vergasung von Bagasse lose sowie in Form von Pellets durchgeführt. Die an der CUTEC durchgeführten Brennstoffanalysen zeigten, dass es sich bei Bagasse um relativ nährstoffarmes Material handelt. Die Phosphorgehalte lagen unter 0,5 mg/g, die Kaliumgehalte wurden mit 1 bis 3 mg/g ermittelt. Zur Verwendung der bei Vergasung und Verbrennung anfallenden Aschen als nährstoffreicher Dünger einigte man sich auf die Zugabe von Zuschlagstoffen. Die Anreicherung erfolgte mit auch in Brasilien anzutreffenden Soja- und Zuckerrohrstroh. Zusätzlich kamen als dezidiert nährstoffreiche Additive pelletierter Hühnertrockenkot und Klärschlamm zum Einsatz. Die Anreicherung machte sich umgehend in angehobenen Nährstoffgehalten der Aschen bemerkbar. Auch bei den Aschen der Projektpartner aus den

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Verbrennungsversuchen, die an der CUTEC untersucht wurden, war die Nährstoffanreicherung sofort zu erkennen. Unter den an der CUTEC-Vergasungsanlage anfallenden beiden Aschen weist die Filterasche (Flugkoks) den deutlich höheren Nährstoffgehalt auf. Die gröbere Bettasche ist nährstoffärmer.

Stickstoff kann bei einem Vergasungsverfahren aus dem Synthesegas in Form von Ammoniak in Wäschern abgeschieden werden. Da die Stickstoffgehalte in den verschiedenen Bagassen sehr niedrig waren, wurde mit 1 g Nm^{-3} ein vergleichsweise niedriger Ammoniak-Gehalt im Rohgas bei Luftvergasung gemessen. Die Werte bei der Vergasung von Faulschlamm liegen beispielsweise um den Faktor 20 höher. Die Zugabe von Hühnertrockenkot ließ den Ammoniak-Gehalt bei ansonsten gleichen Versuchsbedingungen bei der Dampf-Sauerstoff-Vergasung von 1,8 auf 9 g Nm^{-3} steigen. Im Wasserwäscher wurden Abreinigungsleistungen für Ammoniak von mindestens 93,6 % erreicht.

4. Optimierungsmaßnahmen

Effizienzbetrachtungen

Anhand der Ergebnisse aus den verschiedenen Versuchsreihen und aus Daten aus einer technischen Begehung wurde eine bestehende Anlage modelliert und hinsichtlich Optimierungsmaßnahmen bilanziert.

Hierbei wurden drei Fälle untersucht. Fall 1 beschreibt den Idealfall, wobei die Verbrennung von Bagasse in einer Hufeisenfeuerung mit einem Wassergehalt von 40 % und einer Luftzahl von 1,5 ohne Verluste betrachtet wird. Bei Fall 2 (Realfall) werden zusätzlich Verluste berücksichtigt. Bei Fall 3 wird eine vorgeschaltete Trocknung des Brennstoffs bewertet. Die Brennstoffverluste in Fall 2 und 3 wurden über ein Kräftegleichgewicht der zugegebenen Bagassepartikel, aus einer Partikelgrößenverteilungskurve, und dem zugegebenen Luft- und Abgasstrom errechnet. Als Brennstoffverluste wurden nur die Verluste in den Ascheaustrag und nicht über das Rauchgas betrachtet. Das Luftverhältnis wurde nicht geändert.

Durch die Nutzung von Abwärme aus dem Prozess zur Trocknung des Brennstoffes, kann der elektrische und thermische Wirkungsgrad der Anlage deutlich gesteigert werden. eine Optimierung den elektrischen und thermischen Wirkungsgrad deutlich steigern.

Tabelle 2: Vergleich Szenarien

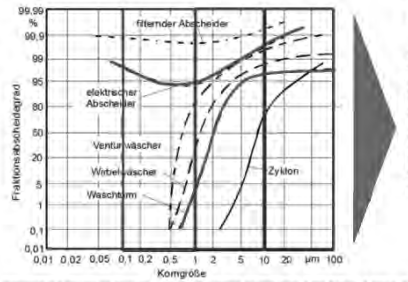
	η_{el}	η_{ges}
Fall 1: Idealfall	16%	29%
Fall 2: Realfall	8%	19%
Fall 3: Optimierung	15%	28%

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Umweltaspekte

Die Kraftwerksanlagen in Brasilien sind üblicherweise mit einfachen Wäschern ausgestattet, die zumeist mit Frischwasser betrieben werden. Diese Systeme weisen einerseits hinsichtlich ihrer Abscheidecharakteristik Schwächen insbesondere bei feinen Partikeln auf, andererseits ist deren Einsatz mit einem hohen Wasserverbrauch verbunden. Vor diesem Hintergrund wurden verschiedene Überlegungen angestellt, nachfolgend werden Ergebnisse für eine mögliche Nachrüstoption aufgezeigt.

Da elektrostatische Abscheider einen geringen Druckverlust aufweisen, wären diese vergleichsweise einfach in einem bestehenden System nachzurüsten. Nachfolgend sind Abschätzungen dargestellt (vgl. Bild 2 und Tabelle 2), die aufzeigen welche Reduktionseffekte bei Feinstaub (PM) im Hinblick auf den gesamten Anlagenpark realisiert werden könnten. Dabei wurde vorausgesetzt, dass aktuell alle Anlagen mit einem Wäscher betrieben werden und die Anlagen im Mittel genau die jeweils geltenden Grenzwerte bezogen auf den Gesamtstaub (TSP) einhalten.



Fraktionsabscheidegrad

[%]	PM 1	PM 10	>PM 10
Gewebefilter	99,75	99,775	99,97
Elektrostat. Abscheider	96,5	97,25	99,725
Venturi Wäscher	40	89,7	99,65
Wirbelwäscher	10	59	98,5
Waschturm	1	49	96
Zyklon	0	32,5	82

Bild 2: Schema zum Vorgehen bei der Ermittlung des Feinstaubreduktions-Potenzials bei der Optimierung bestehender Anlagentechnik.

Tabelle 2: Ergebnisse verschiedener Szenarien

Szenario	TSP [to/a]	Reduktionspotenzial Staubemissionen [%]
1: Anlagen erfüllen die geltenden Grenzwerte	131.313,2	
2: Maximale Modernisierung	3.582,0	97,3%
3: Dimensionierung auf Grenzwert 50 mg/Nm³	15.545,7	88,2%
4: Dimensionierung auf Grenzwert 100 mg/Nm³	31.091,3	76,3%

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

5. Fazit

Im Rahmen des vom BMBF finanzierten brasilianisch-deutschen Kooperations-Projekts ASHES konnten grundlegende Erkenntnisse zum Verbrennungs- und Vergasungsverhaltens von Bagasse und anderen Reststoffen aus der Zuckerrohrverarbeitung gewonnen werden. Diese Erkenntnisse werden aktuell genutzt, um an verschiedenen Stellen Optimierungspotenziale aufzuzeigen und diese in Zusammenarbeit mit den Partnern in Brasilien in die Umsetzung zu bringen.

[1] De Castro, N.J. et al, 2010, Sugar-Ethanol Bio-Electricity in the Electricity Matrix, UNICA

[2] www.unica.com.br Portal der Brasilianischen Vereinigung der Zuckerindustrie, mehrere Zugänge im Januar und Februar 2016

[3] Rocha, G.H.M. et al., 2012, Mass balance of pilot-scale pretreatment of sugarcane bagasse by steam explosion followed by alkaline delignification; doi 10.1016/j.biotech 2012 02 005

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Kombination von Versuchen am Einzelpartikelreaktor und einem Drehrohr zur Torrefizierung von Kiefer und Pappel

M.Sc. **C. Ontyd**, Dr.-Ing. **A. Becker**, Dr.-Ing. **M. Schiemann**, Dr.-Ing. **B. Krause**, Dr.-Ing. **S. Wirtz**, Prof. Dr.-Ing. **V. Scherer**, Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik (LEAT), Ruhr-Universität Bochum,
M.Sc. **J. Franiczek,** Dr.-Ing. **J.Trost,** Büttner Energie- und Trocknungstechnik GmbH, Krefeld

Kurzfassung

Im Rahmen des AiF-Projektes „Experimentbasierte Entwicklung von Modellgesetzen zur simulationsgestützten Auslegung von industriellen Torrefizierungsreaktoren“ wird die Übertragbarkeit des Torrefizierungsprozesses von einem Einzelpartikelreaktor auf einen Drehrohrreaktor im Labormaßstab untersucht. Zur Identifizierung der Einflussfaktoren auf die Torrefizierung hölzerner Biomasse wurden Messreihen in einem Einzelpartikelreaktor mit integrierter Magnetschwebewaage unter definierten Umgebungsbedingungen durchgeführt. Das gleiche Holz wurde in einem für die Torrefizierung geeigneten industriellen Reaktorkonzept unter vergleichbaren Bedingungen torrefiziert und die Ergebnisse mit den Einzelpartikelmessungen verglichen.

1. Einleitung

Torrefizierung ist eine milde Pyrolyse im Temperaturbereich von 200 bis 350 °C unter inerter Atmosphäre. Diese führt zu einem höheren spezifischen Heizwert, einer Reduzierung des Wassergehalts, einem bei der Mahlung reduzierten Energiebedarf und eine Reduktion der Degradationsneigung und Hygroskopizität [1].

Im Rahmen des Projektes werden an einem Einzelpartikelreaktor (EPR) Einflussgrößen auf die Torrefizierung (Holzart, Temperatur und Sauerstoffkonzentration des Prozessgases, Partikelgröße und Form) identifiziert sowie Masseverlustkinetiken ermittelt. Die Kinetikparameter fließen in ein Torrefizierungseinzelpartikelmodell ein, das in einen am Lehrstuhl vorhandenen DEM-Code (Diskrete Elemente Methode) integriert wird. Auf Basis der Erfahrungen am EPR werden Versuche mit Holzhackschnitzeln aus der gleichen Biomassecharge an einem Röhrenbündelreaktor (RBR) der Firma *Büttner Energie- und Trocknungstechnik GmbH* durchgeführt. Die Torrefizierungsversuche im RBR sollen künftig mit dem DEM Code simuliert und mit den Experimenten verglichen werden. In diesem Beitrag wird das Hauptaugenmerk auf die Experimente im RBR und den Vergleich der Versuche mit dem EPR gelegt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Einzelpartikelreaktor

Der verwendete EPR wurde für die Messung des Masseverlustes fester Biomasse unter Torrefizierungsbedingungen konzipiert. Neben der Bestimmung der zeitabhängigen Massenverlustrate wurde der Fokus auf eine hohe Aufheizrate sowie konstante und gut definierte Randbedingungen gelegt. Der Reaktor ist in [2, 3, 4] detailliert beschrieben.

Für das aktuelle Projekt wurde der Reaktor teilweise modifiziert. Die Partikelkammerwand ist als Doppelwand ausgelegt und wird nun mit einem separat beheizten zweiten Gasstrom erwärmt, um die Strahlungstemperatur der umgebenden Wand zu regeln. Direkt um das Partikel befinden sich drei Thermoelemente im Gasstrom sowie ein zusätzliches Thermoelement an der beheizten Reaktorwand.

Für die experimentellen Untersuchungen wurde Kiefer verwendet. Das Holz entstammt einer einzigen Holzscheitelieferung und ist auf ca. 9 m% Restfeuchte an der Luft getrocknet. Um reproduzierbare Materialeigenschaften zu erzielen, werden die Partikel für den EPR ausschließlich aus dem Splintholz geschnitten. Die hier präsentierten Messungen erfolgten an Quadern mit Abmaßen von 22,5 x 15 x 12 mm und einer durchschnittlichen Masse von 1,51 g mit einer Standardabweichung von 0,32 g. Für die Torrefizierungsuntersuchungen im EPR wurden Versuche bei 270 und 300 °C Gas- und Wandtemperatur durchgeführt.

Die Aufheizung der Probe im EPR wurde an fünf verschiedenen Stellen im Holzpartikel mit Thermoelementen (Ø = 0,13 mm) bestimmt. Die Abweichung der aus den fünf Messstellen gemittelten Partikeltemperatur von der gemittelten Umgebungstemperatur lag nach Erwärmung bei maximal 2 °C.

Die Versuche wurden, wie in [3] beschrieben durchgeführt. Jede Einstellung wurde mindestens fünfmal wiederholt. Neben der inerten Atmosphäre mit 100 % N_2 wurden auch je fünf Versuche bei 300 °C und 2,5 sowie 5 m% O_2 in N_2 durchgeführt. Damit wird der Einfluss von Sauerstoff im Prozessgas untersucht, der für industrielle Reaktoren relevant ist, da sich vollständig inerte Reaktorkonzepte in der Industrie nicht realisieren lassen.

In Bild 1 ist die relative Masse bezogen auf den Startzeitpunkt über der Verweilzeit aufgetragen. In den ersten 4 Minuten trocknen die Partikel im Reaktor, danach setzt die Umsetzung der Holzbestandteile ein. Nach 30 min Verweilzeit haben die Holzpartikel bei 270 °C etwa 24 % der Masse verloren, 16 % bezogen auf den trockenen Zustand. Der Masseverlust steigt bei 300 °C von 16 auf 28 %. Wird bei dieser Temperatur ein Sauerstoffanteil zum Prozessgas hinzugegeben, steigt der Masseverlust durch die Torrefizierung auf 31,5 % bei 2,5 % und 36 % bei 5 % O_2 (jeweils bezogen auf den trockenen Zustand).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

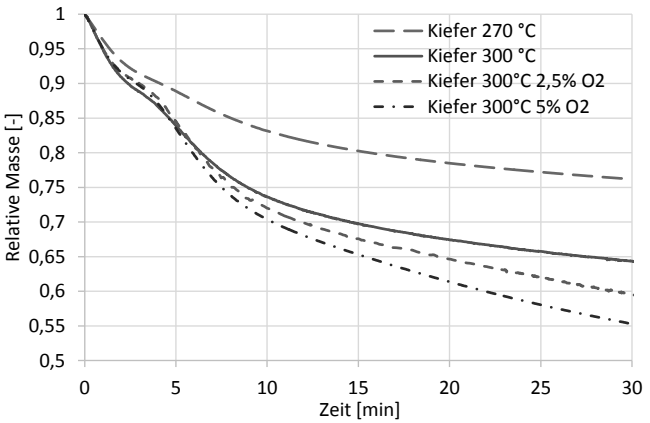


Bild 1: Relative Masse der Kieferpartikel im EPR für unterschiedliche Temperaturen und Gasatmosphären

3. Drehrohrreaktor

Für Versuche mit bewegten Partikelschüttungen wird ein Röhrenbündelreaktor (RBR) der Firma Büttner verwendet. In dem Gehäuse des Reaktors dreht sich mit 6 U/min ein 400 mm langer Röhrenbündelrotor mit einem Durchmesser von 800 mm (Abb. 2, Nr. 2: Reaktorkammer). Die Wände der 12 Kammern werden aus Edelstahlrohren gebildet, von denen jeweils acht mit Heizpatronen bestückt sind (P_{el} = 12 kW). Außen an den Reaktorwänden befinden sich Schaufeln zur Mitnahme des Probenmaterials. Oberhalb der Reaktorkammer ist eine Zugabekammer (Abb. 2, Nr. 1), unterhalb der Reaktorkammer liegt der Ausgabeschacht. Alle drei Kammern verfügen über Stickstoffanschlüsse, über die der Reaktor inertisiert wird. Der Sauerstoffgehalt wird über einen Anschluss im Rotorraum mit einem Sauerstoffanalysator (AMS 5225) gemessen und liegt während der Versuche bei etwa 1 m%. In der Reaktorkammer sind vier PT-100 Widerstandsthermometer installiert. Die Temperaturen der Rotorwände werden über drei Thermometer erfasst. Zwei sitzen auf den beheizten Stäben (Bild 2, I und II), eins an der sich mitdrehenden Rotorwand (III). Die Temperatur des Probenmaterials wird über ein in den Reaktorboden eingelassenes Widerstandsthermometer mit Schutzrohr bestimmt (IV). Dieses ist in der Reaktormittelebene (halbe Achsenlänge) positioniert und ragt etwa 50 mm in den Rotorlauf hinein.

Für die Versuche im RBR wird Kiefernholz aus der gleichen Lieferung wie im EPR verwendet. Im Gegensatz zum EPR wurden die kompletten Holzscheite mit Rind- und Kernholz gehäckselt. Nach DIN EN ISO 17827-1 liegt der Medianwert der Größenverteilung bei

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

12,33 mm. Das entspricht etwa den Probenabmessungen des Materials im EPR, mit einer Querschnittsfläche von 10 x 15 mm². Für jede Messung werden 8 kg Kiefernhackschnitzel verwendet. Das entspricht bei dem Leervolumen des Rotors einer für industrielle Drehrohrreaktoren üblichen Füllhöhe zwischen 10 – 20 %.

In Bild 3 ist die relative Masse bezogen auf den Startzeitpunkt gemittelt aus je 3 Versuchen vom RBR den EPR-Ergebnissen gegenübergestellt. Im RBR ist der Masseverlust um 0 bis 4 % höher. Die Zieltemperatur (Bezugspunkt Schüttungstemperatur) wurde bei 270 °C 8,5 min später als im EPR erreicht, für 300 °C 7,5 min später. Um diese Aufheizungszeit des Probenmaterials im RBR zu erreichen, müssen die Oberflächentemperaturen der Heizstäbe höhere Temperaturen (in den Versuchen 300 – 360 °C) aufweisen als die gewünschte Partikeltemperatur. Das Material erreicht dadurch lokal höhere Temperaturen als die gemessene mittlere Schüttungstemperatur und die Temperaturen des EPR. In Kombination mit dem Restsauerstoff, der bei 300 °C und höheren Temperaturen einen hohen Einfluss auf den Masseverlust hat, kann dies, trotz der verzögerten Erwärmung, am Ende der Versuche zum gleichen Masseverlust bei 270 °C sowie einem höheren Masseverlust bei 300 °C führen. Um hier jedoch endgültige Aussagen zu treffen sind Versuche in einem erweiterten Parameterbereich (Temperaturen, O_2-Konzentration, Partikelform und -größe, Holzart) erforderlich.

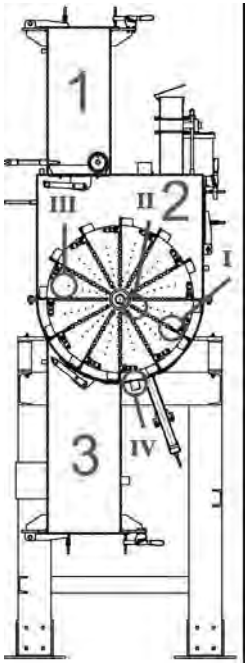


Bild 2: Drehrohrreaktor der Firma Büttner

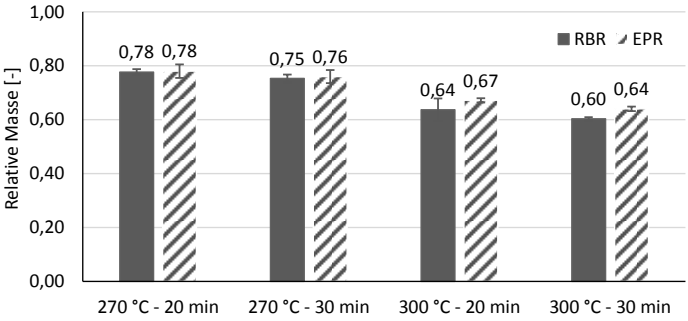


Bild 3: Restmasse nach Versuchen im RBR und EPR für unterschiedliche Temperaturen und Verweilzeiten

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4. Zusammenfassung

Die experimentellen Untersuchungen in einem Einzelpartikelreaktor und einem Röhrenbündelreaktor haben eine geringe Abweichung bezüglich der Masseverluste gezeigt. Die längere Erwärmungsphase und die lokal höheren Temperaturen im RBR sowie die Unterschiede hinsichtlich der Probenmasse und der Reaktorsysteme erklären die bestehenden Differenzen. Die geringen Abweichungen und die Nachvollziehbarkeit der Unterschiede scheinen eine schnelle Vorcharakterisierung des Probenmaterials im EPR für den RBR zuzulassen. Abschließende DEM-Simulationen des RBR unter Zuhilfenahme des im Zuge des AiF-Projektes integrierten Torrefizierungsmodells, sollen zeigen, ob die gewählte Vorgehensweise Ausgangspunkt für eine Methodik zur simulationsgestützen Auslegung industrieller Torrefizierungsreaktoren sein kann. Um den Einfluss unterschiedlicher Materialeigenschaften auszuschließen, erfolgt der Vergleich DEM-Simulation und Experiment mit definierten Partikeln (Buchekugeln Ø 20 mm) in EPR, RBR und der Simulation.

Danksagung

Das IGF-Vorhaben 18341 N der Forschungsvereinigung Deutsche Vereinigung für Verbrennungsforschung e.V. (DVV) wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund des Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Literatur

[1] Nhuchhen D.R., Basu P., Acharya B.: A Comprehensive Review on Biomass Torrefaction, IBIMA 2014

[2] Becker A.; Scherer V.: Torrefizierung fester Biomasse – Einsatz in der Kraftwerkstechnik und Stahlindustrie. 25. Deutscher Flammentag, Karlsruhe, Deutschland, 14.-15. September 2011

[3] Becker A.: Untersuchungen zum Torrefizierungsverhalten von makroskopischen Einzelpartikeln, Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik, Dissertation, Bochum: Ruhr Universität Bochum, 2015

[4] Becker A.; Brosch, B.; Wirtz, S.; Scherer, V.: Global torrefaction kinetics of large single biomass particles- Influence of process conditions, The 38th Clearwater clean coal conference, Clearwater, USA, 2.-6. Juni, 2013

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Entwicklung eines Ölbrenners mit Zweistoffdüse für stark modulierbare thermische Leistung

M. Höltermann, **Y. Pettau**, **P. Middendorf**, **F. Dinkelacker**,
Institut für Technische Verbrennung, Leibniz Universität Hannover

Kurzfassung

Zur Realisierung eines Laborölbrenners mit stark modulierbarer thermischer Leistung wurde ein Einspritzsystem entwickelt, das auf einer variablen Zweistoffdüse basiert. Der Brennstoffmassenstrom wird über eine Zahnradpumpe gefördert und mit zwei Proportionalventilen geregelt. Die Zerstäubungsluft wird über eine Düsenkappe zugeführt, die axial verstellt werden kann. Auf diese Weise können verschiedene Strömungsquerschnitte realisiert werden, die den Sprayaufbruch maßgeblich beeinflussen. Zur Auslegung der optimalen Geometrie wurden Versuche an einem Düsenprüfstand durchgeführt. Dabei wurden mittels Phasen-Doppler-Anemometrie (PDA) Tropfenspektren bestimmt und mit einem Schattenwurfverfahren der Spraywinkel aufgenommen. Der Schwerpunkt lag darauf, den Axialimpuls des Sprays möglichst klein zu halten bei gleichzeitig ausreichend feinen Tröpfchen.

1. Einleitung

Auf dem Markt verfügbare Ölbrenner sind in der Regel ein- oder zweistufig ausgeführt und werden hauptsächlich für die Beheizung von Wohngebäuden verwendet. Modulierende Ölbrenner sind selten und bieten in der Regel einen maximalen Modulationsbereich von 1 zu 4. Für Laborzwecke wurde ein modularer Ölbrenner für stationäre Feuerungen konzipiert und aufgebaut, der eine stärkere Modulation der thermischen Leistung erlaubt.

2. Brennerkonzept

Das Gesamtsystem des Ölbrenners setzt sich zusammen aus der Brennstoffversorgung, der Luftversorgung (Zerstäubungsluft und Brennluft), der Zweistoffdüse und dem Brennerelement. Die Versorgung der Zweistoffdüse ist in Bild 1 skizziert.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

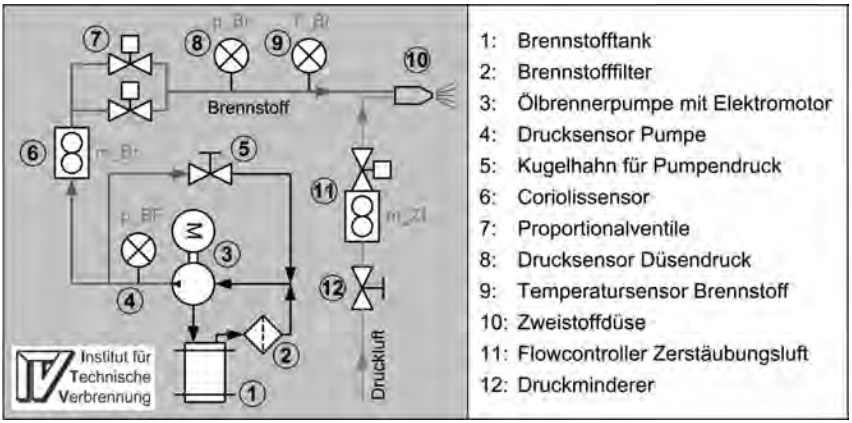


Bild 1: Skizze der Brennstoffversorgung und des Zerstäubungsluftpfades

Das gewünschte Modulationsverhältnis gilt für die thermische Leistung und den Brennstoffmassenstrom gleichermaßen, da beide Größen proportional zueinander sind. Die Druckdifferenz über der Einspitzdüse ist vom Quadrat des Brennstoffvolumenstroms abhängig, sodass eine große Leistungsmodulation zu großen Differenzdrücken führt. Da bei Druckzerstäuberdüsen ein Mindestdruck für eine ausreichende Zerstäubung nötig ist, ergeben sich bei großer Modulation sehr hohe Drücke für die maximale Leistung. Für das entwickelte Brennersystem wird deshalb eine Zweistoffdüse verwendet, da der Sprayaufbruch durch Druckluft induziert wird und somit prinzipiell kein Mindestdruck notwendig ist. Der Brennstoff wird mit einer konventionellen Ölbrennerpumpe gefördert und der Massenstrom mittels zweier Proportionalventile geregelt. Die Proportionalventile sind parallel geschaltet, wobei eines der Ventile gesteuert arbeitet. Auf diese Weise kann der Brennstoffmassenstrom im angestrebten Verhältnis variiert werden.

Die Zerstäubungsluft wird wie auch die übrige Brennluft jeweils über einen Flowcontroller bereitgestellt. Der Anteil der Zerstäubungsluft an der Brennluft beträgt je nach Betriebspunkt etwa 10%. Der Zerstäubungsluftmassenstrom kann so gewählt werden, dass die Zerstäubung für den entsprechenden Betriebspunkt optimal ist. Für ein konstantes Luftverhältnis kann der restliche Brennluftmassenstrom entsprechend angepasst werden.

3. Auslegung und Charakterisierung der Brennerdüse

Eine wesentliche Randbedingung für den Ölbrenner ist eine möglichst kompakte Flamme, die durch eine starke Drallstabilisierung erreicht wird. Damit der Ort der Flamme durch das

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Strömungsfeld im Bereich des Wirbelzusammenbruchs bestimmt ist, muss die Spraykonfiguration entsprechend gewählt werden. Um hierzu die nötigen Freiheitsgrade zu schaffen, wurde eine Zweistoffdüse konstruiert, die sowohl innen- als auch außenmischend sein kann und verschiedene Luftkappen und Brennstoffeinsätze aufnehmen kann. Die Zweistoffdüse sitzt zentral im Drallerzeuger, der als Baugruppe in den Brennerkopf bzw. die Brennkammer eingesetzt wird (Bild 2). Der Brennerkopf des Versuchsbrenners ist austauschbar, um in Kombination mit möglichen Drallerzeugern verschiedene Strömungsfelder realisieren zu können.

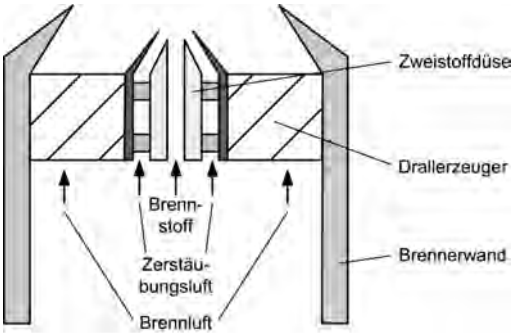


Bild 2: Prinzipskizze des Brenners

Mit einer innenmischenden Zweistoffdüse lassen sich in der Regel kleinere Austrittsgeschwindigkeiten realisieren, was für die Erzeugung einer kurzen, drallstabilisierten Flamme vorteilhaft ist. Allerdings führt die innere Mischung gegenüber der äußeren Mischung auch zu größeren Tropfen. Entsprechende Messungen, die für eine Vorauswahl möglicher Düsenkonfigurationen berücksichtigt wurden, sind in [1] zu finden.

Die Untersuchung ausgewählter Konfigurationen erfolgte an einem Sprayprüfstand (Bild 3). Die Düse kann automatisiert in der horizontalen Ebene verfahren werden, der vertikale Abstand der Messposition zur Düse (d. h. der Stromabposition) erfolgt manuell. Mit einem Phasen-Doppler Anemometer (PDA) (Typ Artium PDI 200MD) wurden die Tropfenspektren ermittelt und die Sprayausbreitung inkl. Spraywinkel wurde mittels Shadowgraphy aufgenommen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4. Ergebnisse

Der Winkel eines Sprays ist keine absolute Größe, da er anhand von Schwellwertbedingungen aus den Spraybildern bestimmt wird. Für die Sprays der untersuchten Zweistoffdüse lassen sich stets zwei Spraywinkel ableiten, ein Wert für den Primäraufbruch unmittelbar am Düsenaustritt sowie ein Wert für die globale Ausbreitung des Sprays bis zu einer Eindringtiefe von etwa 100 mm. In Bild 3 sind beide Spraywinkel für das Düsensetup mit innerer Mischung über dem Brennstoffmassenstrom aufgetragen. Die Beladung liegt konstant bei 1,55 m³/kg, d. h. die Zerstäubungsluftmenge ist proportional zum Brennstoffmassenstrom. Da die Beladung konstant ist, unterliegen beide Spraywinkel in diesem Setup nur geringfügigen Schwankungen, was vor dem Hintergrund der gewünschten Modulierbarkeit positiv ist. Bei noch größeren Brennstoffmassenströmen treten jedoch vermehrt Flüssigkeitslamellen aus der Düse aus, weil der Sprayaufbruch innerhalb der Düse nicht mehr vollständig erreicht wird. Für Brennstoffmassenströme kleiner als 3 kg/h konnten die Winkel aufgrund der sehr dünnen Sprays nicht ausgewertet werden.

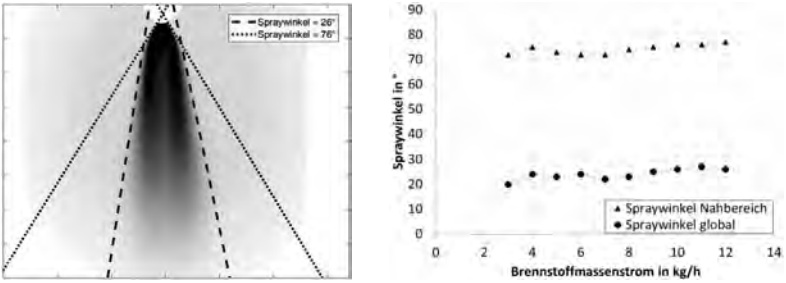


Bild 3: Spraywinkel für Setup mit innerer Mischung über Brennstoffmassenströmen (rechts); Spraybild inkl. Winkel für Beispielaufnahme (Brennstoffmassenstrom 10 kg/h) (links)

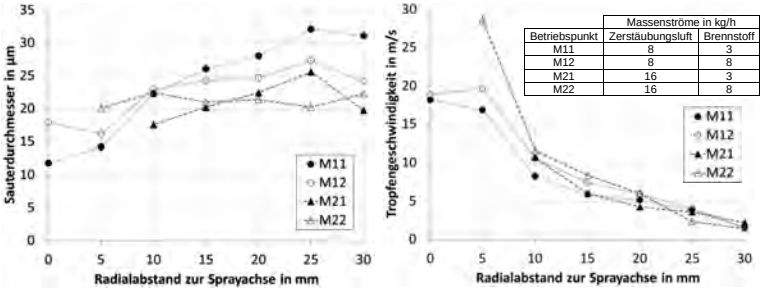


Bild 4: Sauterdurchmesser und mittlere Tropfengeschwindigkeit bei innerer Mischung

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Tropfendurchmesser und -geschwindigkeiten von 4 ausgewählten Betriebspunkten sind in Bild 4 dargestellt. In der Literatur werden Tropfengrößen von 50 bis 300 µm als typisch für Ölfeuerungen angegeben [2]. Für alle untersuchten Betriebspunkte liegen die gemessen Werte darunter. Folglich sind kurze Tropfenlebensdauern zu erwarten, was für das Ziel einer möglichst kompakten Flamme positiv ist.

Der Brenner wurde mit der untersuchten Düsenkonfiguration und einer Beladung von 1,55 m³/kg für Brennstoffmassenströme von 2 bis 12 kg/h getestet. Mit dem aktuell vorhandenen Drallerzeuger sind die Flammen zwar durch den Drall stark verkürzt, allerdings ist die Drallstärke für eine sichere Stabilisierung nicht für alle Betriebspunkte ausreichend.

Bild 5: Gefeuerter Versuchsbrenner, thermische Leistung 40 kW

5. Fazit und Ausblick

Mit dem vorgestellten System konnte bereits eine Modulation der thermischen Leistung im Bereich von ca. 23 bis 140 kW erreicht werden. Um die Flammenstabilisierung durch den Drall zu verbessern, sollten die Drallgitter und die Geometrie des Brennerauslasses optimiert werden. Dazu sind Untersuchungen des Strömungsfeldes mittel Particle Image Velocimetry (PIV) in Kombination mit numerischen Simulationen geplant.

[1] Kawaharada, N.; Höltermann, M.; Wichmar, J.; Dinkelacker, F.: Investigations on the role of atomization air mixing on the spray characteristics of air assisted atomizer. Proceedings of ILASS-Europe 2017 (in Druck)

[2] Günther, R.: Verbrennung und Feuerungen. Berlin: Springer-Verlag 1974

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Modellierung eines Al-Metallbrands am Beispiel des Müllheizkraftwerks Friesenheimer Insel

Dipl.-Ing. **F. Wissing,** Dr.-Ing. **S. Wirtz**, Prof. Dr.-Ing. **V. Scherer**, Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik (LEAT)
Dipl.-Ing. **P. Knapp**, MVV Umwelt O&M GmbH, Mannheim

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit wird ein Modell vorgestellt, mit dem die Verbrennung von Aluminium auf einem Rostverbrennungssystem stark vereinfacht beschrieben werden kann. Hierzu wird die Diskrete Elemente Methode (DEM) mit ihrer zeitlich und räumlich aufgelösten Beschreibung individueller Partikel verwendet. Dieses Verfahren lässt einen detaillierten Einblick in die mechanische und thermische Interaktion des reagierenden Materials im Brennbett zu. Es werden Simulationen eines Al-Brandes am Beispiel eines Müllkessels des MHKW Mannheim vorgestellt und ein Vergleich mit einem Schadensfall diskutiert.

1. Einleitung

Das wichtigste Verfahren zur Verwertung von Biomassen und Siedlungsabfällen ist heutzutage die thermische Konversion auf mechanisch geschürten Rosten. Im Gegensatz zu anderen Verfahren entfällt eine aufwendige und energieintensive Brennstoffaufbereitung weitgehend. Aufgrund der inhomogenen Beschaffenheit und Zusammensetzung des Brennstoffs kommt es jedoch regelmäßig zu Abweichungen vom Normalbetrieb. Üblicherweise greift dann die Feuerleistungsregelung durch prozesstechnische Maßnahmen gezielt ein und optimiert die Verbrennung, sodass der gewünschte Betriebszustand wiederhergestellt werden kann. In einigen wenigen Fällen ist die Verbrennungsregelung jedoch nicht in der Lage, die Betriebsstörung zu beheben und einen Schaden an der Feuerung zu vermeiden. Ursache hierfür können Rostblockaden sein, die durch massive Schlackeaufschmelzungen und/oder Eisenmetallaufschmelzungen hervorgerufen werden. Die hohen Temperaturen, die zu solch massiven Aufschmelzungen führen, lassen auf stark exotherme Reaktionen schließen, wie sie etwa im Jahr 1999 im Müllkessel 4 des Heizkraftwerks Friesenheimer Insel aufgrund eines Metallbrandes aufgetreten sind. Dabei führte falsch deklarierter Müll, bestehend aus größeren Mengen an Aluminiumflitter, zu einem großen Rostschaden (etwa 50 % der Rostoberfläche und Antriebsmechanik wurden beschädigt) und langen Stillstandzeiten [1]. Da es

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

sich bei solchen Zwischenfällen um nicht vorhersehbare Ereignisse handelt, die sich auch nicht kontrolliert nachstellen lassen, kommt ausschließlich eine theoretische Gesamtbetrachtung zur Analyse in Frage. Eine fundierte strömungsmechanische und thermische Simulation des Feuerraums oberhalb des Brennstoffbetts einer Rostfeuerung erfordert die Kenntnis des Umwandlungsverlaufs im Brennstoffbett, der resultierenden Gasmassenströme und der mit den Feuerraumoberflächen im Strahlungsaustausch stehenden Betttemperaturen. Da eine direkte Vorgabe dieser Randprofile generell schwierig und hinsichtlich einer Analyse von Störfällen schlichtweg ungeeignet ist, sind der Umwandlungsverlauf sowie der Materialtransport anhand physikalischer und thermochemischer Grundzusammenhänge zu beschreiben. Eine Möglichkeit die aus der Schüttung freigesetzten Impuls-, Wärme- und Stoffströme bereitzustellen, bietet die dreidimensionale Diskrete Elemente Methode. Darin werden sowohl die mechanische Bewegung und der Transport und die Mischung von Brennstoffobjekten (die den Brennstoff in seinen vielfältigen Eigenschaften statistisch repräsentieren) als auch deren thermochemische Umsetzung auf dem Rost auf Partikelebene numerisch beschrieben. Da das individuelle Materialverhalten sowie die genauen Geometrien der Brennstoffobjekte grundsätzlich unbekannt sind können diese dabei nur als Massenpunkte mit einer umgebenden „Einflusssphäre“ approximiert werden. Die Statistik der thermochemischen Eigenschaften wird auf Basis von Fraktionsanalysen und Informationen einer Brennstoffdatenbank [2] festgelegt.

2. Modellbeschreibung

Eine Besonderheit der Metallverbrennung liegt in der unkontrollierten Freisetzung sehr großer Energiemengen und sehr hohen Verbrennungstemperaturen, von weit über 2000 °C. Das Leichtmetall Aluminium besitzt darüber hinaus die Eigenschaft, dass die Temperaturskalen, auf denen sich die unterschiedlichen Prozessschritte abspielen, sehr weit voneinander entfernt sind. Während Aluminium seinen Aggregatzustand bereits bei einer recht niedrigen Temperatur verändert und sich verflüssigt, liegt die Verdampfungstemperatur bei fast 2500 °C. Mit den zuvor für die Müllverbrennung verwendeten „Standardmodellen“ lässt sich dieses spezielle Verhalten nicht abbilden. Um dennoch die wesentlichen Prozessschritte bei einem Aluminiumbrand zu beschreiben, wurde das bestehende thermochemische Modell um relevante Gasphasenspezies ergänzt (Al, AlO und Al_2O_3) und eine stark vereinfachte Berechnungsmethode entwickelt. Dabei wurde das Hauptaugenmerk weniger auf die vielzähligen Reaktionsvorgänge an der Partikeloberfläche, sondern vielmehr auf das lokale Potential eines Aluminiumbrandes auf dem Rost gelegt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

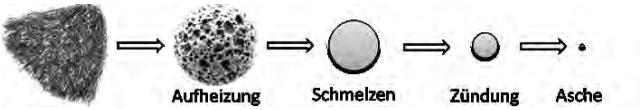


Bild 1: Modellübersicht der Prozessschritte

In der Simulation setzen sich die Aluminiumobjekte aus einer Vielzahl kleiner dünner Metallspäne zusammen und werden ebenso wie die übrigen Brennstoffobjekte durch Massenpunkte mit einer umgebenden Einflusssphäre approximiert. In dem Modell werden für einen Metallbrand die Prozessschritte in Aufheizung, Schmelzen und Zündung unterteilt. In Bild 1 sind exemplarisch das Ausgangsmaterial sowie die betrachteten Vorgänge dargestellt. Es wird angenommen, dass Aluminiumflitter als zusammenhängendes Gebilde auf den Rost gelangt und zunächst eine äußerst große spezifische Oberfläche aufweist. Daher wird die räumliche Ausdehnung der Aluminiumobjekte in der numerischen Berechnung erheblich vergrößert, wodurch ein stark poröses Medium resultiert. Sobald die Aluminiumobjekte auf das Rostsystem gelangen, erwärmen sich diese aufgrund von Strahlung, Wärmeleitung und Konvektion (wie auch die übrigen Müllobjekte). Im Modell wird dieser Vorgang durch den Fortschritt einer Temperaturfront in das Innere der Partikel beschrieben, ohne dass Änderungen der Partikelmasse oder des Volumens einhergehen. Ab einer Temperatur von 660 °C verflüssigt sich das Aluminium und gelangt nach unten auf den Rost, wo es erstarrt (oder es haftet zuvor an anderen Objekten an). Dieses Materialverhalten lässt sich aufgrund der diskreten Beschreibung lediglich bedingt approximieren. Um zumindest die makroskopischen Effekte eines Schmelzvorgangs abzubilden, wird bei Überschreitung der Schmelztemperatur eine Volumenreduktion der Aluminiumobjekte zugelassen, indem die Partikelporosität bei konstanter Masse kontinuierlich abnimmt. Der Vorgang ist abgeschlossen, wenn das gesamte Partikel bis auf Schmelztemperatur erwärmt wurde und das Objekt keine Partikelporosität mehr aufweist. Durch das auf diese Weise stark verringerte Partikelvolumen prägen sich Segregationseffekte innerhalb der Schüttung deutlich stärker aus und die kleinen Aluminiumobjekte werden folglich nach unten, in Richtung der Roststäbe transportiert. Für die Oxidation von Aluminium wurde in dem Modell die Grundannahme getroffen, dass das Material bei Erreichen der Verdampfungstemperatur von 2467 °C vollständig in die Gasphase übergeht und es in unmittelbarer Partikelnähe (sofern Sauerstoff vorhanden ist) zu Aluminiumoxid unter Wärmefreisetzung reagieren kann. Aufgrund von zeitlichen und räumlichen Mittelungsvorgängen werden in den Simulationen solch hohe Flammentemperaturen üblicherweise jedoch nicht erreicht, was zur Folge hat, dass die Zündung der Aluminiumobjekte grundsätzlich ausbleiben würde. Deshalb wird als Zündkriterium die Reaktionstemperatur hinzugezo-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

gen, die sich unter idealen Bedingungen, also bei einer adiabaten stöchiometrischen Mischung einstellen würde. Sobald die Reaktionstemperatur in Partikelnähe die Verdampfungstemperatur des Aluminiums überschreitet, wird gasförmiges Aluminium in Abhängigkeit des Oxidatorangebots aus der Umgebung freigesetzt. Als Freisetzungsrate dient ein linearer Zusammenhang, der auf dem Abbrand von Aluminiumpulver in Luft über einen definierten Zeitraum beruht [3]. Die maximale Rate in Luft wurde in dem Modell auf rund 0,145 g/s festgelegt. Sollte es keinen Sauerstoffüberschuss in unmittelbarer Partikelnähe geben, wird kein gasförmiges Aluminium freigesetzt und der Prozess kommt zum Erliegen. Das Partikel kann erst wieder zünden, wenn die Verdampfungstemperatur erneut überschritten wurde. Ein Partikel gilt als abgebrannt, wenn seine gesamte Aluminiummasse verdampft ist und lediglich Asche zurückbleibt.

3. Ergebnisse

Mit dem beschriebenen Ansatz lässt sich in einem nächsten Schritt das Potential eines Metallbrandes auf dem Rost abschätzen. Der Heizwert des Hausmülls beträgt in der Simulation rund 9,6 MJ/kg und der Massenanteil an Aluminium liegt bei 0,2 %. Um das typische Gebilde von Aluminiumnestern zu erhalten, wurden die Objekte in der Müllschüttung dabei nicht dispers verteilt, sondern als Agglomerate untergemischt. In Bild 2 sind die relativen Häufigkeiten aller Aluminiumobjekte auf dem Rost dargestellt, die sich in den jeweiligen Prozessschritten befinden. Im vorderen Rostbereich heizen zunächst alle Objekte auf und gehen ab einer Rostlänge von einem Meter verstärkt in den Schmelzvorgang über, ehe sie ab einer Rostlänge von zwei Metern vereinzelt zünden. Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass Objekte, deren Temperaturen größer sind als die Schmelztemperatur, dem Schmelzvorgang zugeordnet werden, sowie auch bereits gezündete Objekte, deren Reaktion aufgrund von Sauerstoffmangel wieder zum Erliegen gekommen ist. Die Wahrscheinlichkeit eines Metallbrands ist in den Simulationen im Rostbereich von zwei bis viereinhalb Metern am größten (Ende Rostzone 2).

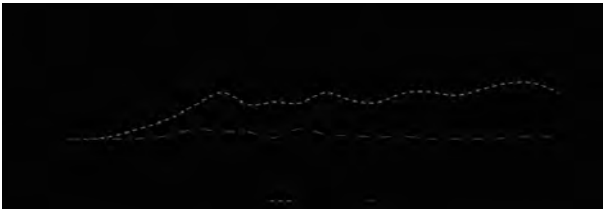


Bild 2: Relative Häufigkeit der Alu-Partikel im jeweiligen Prozessschritt über der Rostlänge

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die stark exotherme Reaktion zu Aluminiumoxid beeinflusst erheblich die Entwicklung der Brennbetttemperaturen. Dies ist im rechten Diagramm in Bild 3 zu erkennen. Im linken Diagramm sind vergleichend die maximalen Oberflächentemperaturen über der Rostlänge für den Fall ohne Aluminiumspannester zu erkennen. Sowohl das Temperaturniveau als auch deren Variation sind auf der ersten Hälfte des Rostsystems deutlich angestiegen. Im Referenzfall können vereinzelt Brennbetttemperaturen überschritten werden, die sich im Bereich der Schmelztemperatur von Schlacke (~ 1200 °C) bewegen. Bei einem Metallbrand wird im Modell hingegen die Schmelztemperatur von Silizium deutlich überschritten und sogar die Schmelztemperatur von Altglas (~ 1600 °C) nahezu erreicht.

Bild 3: Maximale Oberflächentemperaturen und deren Variation

Im Vergleich zu den Simulationen konzentrierte sich der Rostschaden im Mannheimer Müllheizkraftwerk auch hauptsächlich auf die ersten beiden Rostzonen. Metallaufschmelzungen (die eine Legierung mit den Roststäben eingegangen sind) lassen auf ein ähnlich hohes Temperaturniveau rückschließen (Thermitschweißung bei über 2400 °C). Auf dem Rost wurden zudem vielzählige Eutektika, wie etwa zusammengeschweißte „Lavabrocken“ gefunden.

4. Zusammenfassung

Es wurde ein stark vereinfachtes Modell vorgestellt, mit dem sich das Potential eines Metallbrandes auf einem Rostsystem abschätzen lässt. Dazu wurde eine diskrete Beschreibung der Brennstoffobjekte verwendet, welche die Prozessschritte Aufheizung, Schmelzen und Abbrand auf Partikelebene approximiert. Insgesamt lieferte das Modell, trotz vieler Vereinfachungen, zufriedenstellende Ergebnisse. Ein qualitativer Vergleich mit einem Schadensfall in einem Müllkessel des Müllheizkraftwerks Friesenheimer Insel zeigte gute Übereinstimmungen hinsichtlich der Lage des Rostschadens sowie des Temperaturniveaus während der Ereignisses, was an diversen Aufschmelzungen an den Roststäben zu erkennen war.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

5. Literaturverzeichnis

[1] MVV Energie AG, Falsch deklarierter Müll verursacht hohen Schaden – Nach Reparatur arbeitet Müllkessel 4 wieder, Pressemitteilung, 27. Januar 2000, URL: https://www.mvv-energie.de/de/journalisten/presseportal_detailseite.jsp?pid=2414, Zugriff: 07.06.2017

[2] GKS-Gemeinschaftskraftwerk Schweinfurt GmbH, Brennstoffdatenbank 2013, URL: http://www.gks-sw.de/images/brennstoff-daten/starter.html

[3] Kwon, Y.-S., Gromov A. A., Ilyin, A. P., Popenko, E. M., Rim G.-H., The mechanism of combustion of superfine aluminum powders, Combustion and Flame 133 (2003) 385-391

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Innovationen für die Energiewende im Wärmemarkt durch die CFD Simulation

W. Juschka M. Sc, JES! – JUSCHKA Energy Solutions ist eine Transfer- und Gründungsunternehmung (TGU) der TTI GmbH an der Universität Stuttgart,
Dr.-Ing. **M. Struschka**, Universität Stuttgart, Institut für Feuerungs- und Kraftwerkstechnik (IFK), Stuttgart.

Kurzfassung

Durch eine neu entwickelte Methode[1] zur Kalibrierung von CFD Simulationsergebnissen kann eine verlässliche Vorhersage des Emissionsverhaltens von Biomassefeuerung erstellt werden. Hierdurch können jetzt die Vorteile der CFD Simulation bei der Konstruktion neuer Biomassefeuerungen bereits in der Konzeptionsphase und ohne die Anfertigung von Prototypen genutzt werden. Durch die Methode ist eine verlässliche Vorhersage der CO-λ-Charakteristik der Brennraumkonzepte möglich. Dadurch kann eine fundierte Auswahlmöglichkeit der optimalen Konzeptvariante erfolgen, ohne Anfertigung von Prototypen und ohne aufwendige Vermessung auf dem Prüfstand.

1. Einleitung

Biomassefeuerungen tragen einen vergleichsweise geringen Anteil am gesamten Primärenergieeinsatz in Deutschland bei (ca. 3%) [1], allerdings lagen im Jahre 2015 die Emissionen an Feinstaub aus Holzfeuerungsanlagen erstmals höher, als die aus Motoren von PKWs und LKWs [2]. Um im Praxisbetrieb die Umweltanforderungen (1. BImSchV [3], TA Luft 2002 [4]) auch sicher einhalten zu können, ist eine intensive Voruntersuchung in der Konzeptphase neuer Biomassefeuerungen wichtiger denn je. Die Entwicklungszeit kann zum Beispiel durch eine Simulation der Biomassefeuerung reduziert werden. Eine detaillierte Parametrisierung, in Verbindung mit Messwerten, war bisher die Grundvoraussetzung für die CFD Simulation. Damit war der bisherige Einsatz der CFD Simulation nur am Ende des Entwicklungsprozesses wirkungsvoll. Um den Entwicklern die richtigen Antworten bei der

[1] Die Methode zur Kalibrierung von Ergebnissen der CFD-Simulation wurde im Rahmen der Promotion von Herrn Juschka entwickelt und soll im Startup JES! auch kommerziell eingesetzt werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Konstruktion der Biomassefeuerung geben zu können, muss daher die Simulation am Anfang des Entwicklungsprozesses eingesetzt werde.

Eine im Rahmen von diverser Forschungs- und Entwicklungsarbeiten entwickelte und genutzte Methode ermöglicht den Einsatz der numerischen Simulation schon am Anfang des Entwicklungsprozesses, d.h. parallel zu der Konzeptionsphase einer Biomassefeuerung [5]. Die Innovation dieser Methode ist die zuverlässige Berechnung der CO-λ- (bzw. CO-O_2-) Charakteristik und ermöglicht damit eine Vorhersage des Betriebsbereichs und des Emissionsverhaltens der Biomassefeuerung. Dadurch findet eine Optimierung in einem Entwicklungsschritt statt, welcher die größtmögliche Gestaltungsfreiheit zulässt (vgl. Bild 1). Erst wenn der Optimierungszyklus abgeschlossen ist, wird das Verbrennungskonzept in einem Prototypen umgesetzt und auf dem Prüfstand vermessen. Dadurch lassen sich Entwicklungen effizienter gestalten, da kein vorheriger Bau und keine vorherige Vermessung eines Prototyps nötig sind.

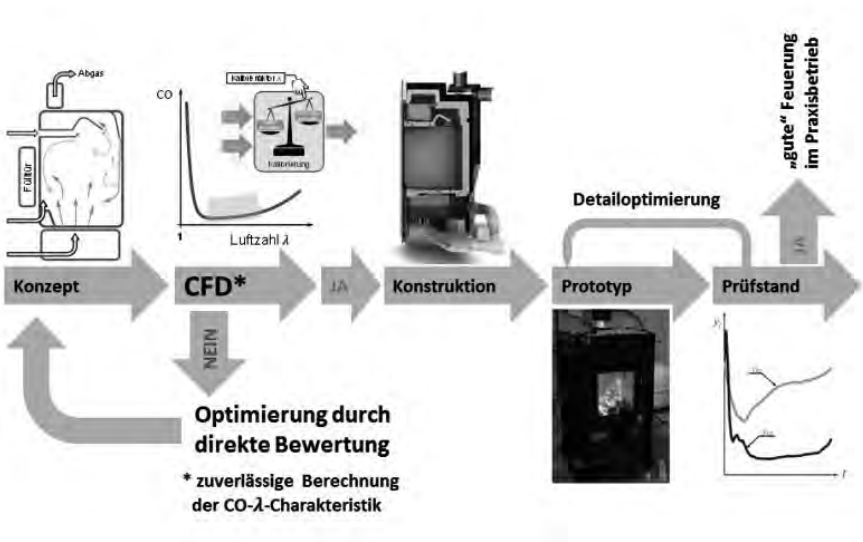


Bild 1: Konzeptionelle Entwicklung von Biomassefeuerungen mit Hilfe der CFD-Simulation.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Konzeptionelle Entwicklung einer Brennkammer mit Hilfe der CFD-Simulation

Für die Entwicklung einer Brennkammer eines Stückholzkessels konnte die Methode zur Kalibrierung der Simulationsergebnisse erstmals erfolgreich eingesetzt werden. Dabei wurde eine verlässliche Vorhersage des Emissionsverhaltens von sehr unterschiedlichen Brennkammerkonzepten im Voraus erstellt (Bild 2).

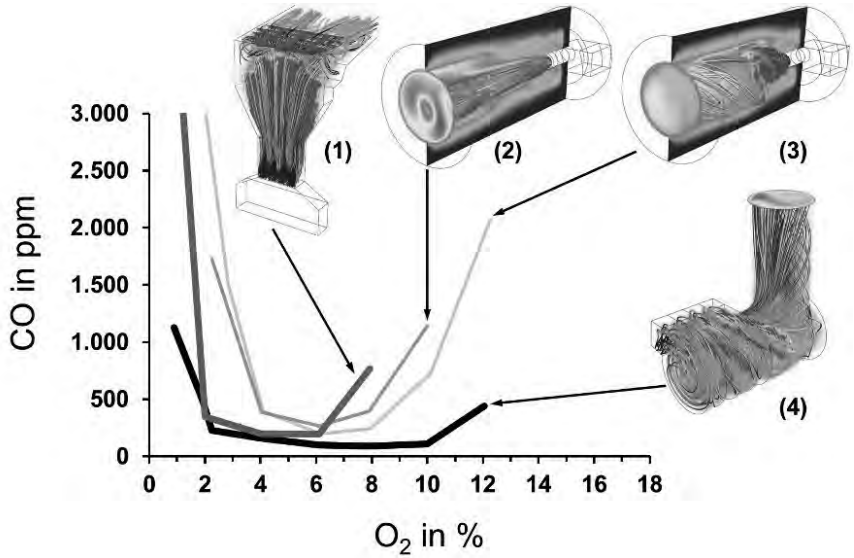


Bild 2: CO-O_2-Charakteristik unterschiedlicher Brennkammerdesigns für einen Stückholzkessel. Berechnung mit Hilfe kalibrierter Simulationsergebnisse (1: Linearbrennkammer, 2: Tangentialbrennkammer mit Sekundärluft, 3: Tangentialbrennkammer mit optimierter Sekundärluft, 4: Rotationsbrennkammer).

Die Brennkammerdesigns unterscheiden sich deutlich, sowohl hinsichtlich der Geometrie als auch der Strömungsführung. Anhand von drei Qualitätskriterien (λ nahe Eins, CO nahe Null und großer Betriebsbereich) und der berechneten CO-O_2-Charakteristik kann eine Auswahl des optimalen Brennkammerkonzeptes erfolgen. Die Linearbrennkammer (1) zeichnet sich durch geringe CO-Konzentrationen bei einem Restsauerstoffgehalt im Abgas von ca. 2 – 6 % bei einem relativ einfachen konstruktiven Aufbau aus. Die Rotationsbrennkammer (4) zeichnet sich durch geringe CO-Konzentrationen über einen großen Betriebsbereich bei einem Restsauerstoffgehalt im Abgas von ca. 2 – 10 % aus, allerdings mit einem höheren

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

konstruktiven Aufwand. Alle Brennkammern wurden als Prototypen in Stückholzkesseln aufgebaut und auf dem Prüfstand vermessen. In Bild 4 ist beispielhaft der Verlauf der aus kalibrierten Simulationsergebnissen berechneten CO-O_2-Charakteristik im Vergleich zu Messergebnissen für die Linearbrennkammer gezeigt. Es ist eine sehr gute Übereinstimmung von berechneter und gemessener CO-O_2-Charakteristik zu erkennen.

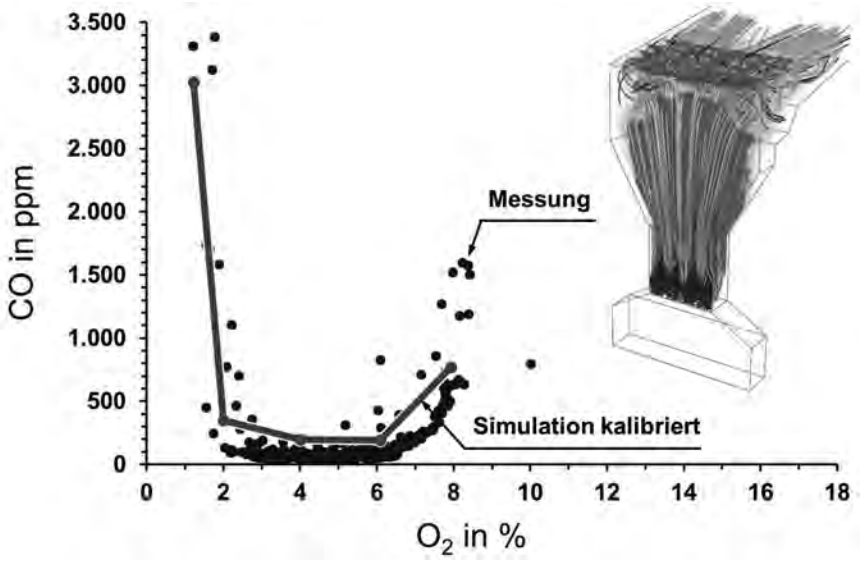


Bild 3: Stückholzkessel mit Linearbrennkammer – Vergleich der kalibrierten Simulationsergebnisse bei Nennwärmeleistung mit den nachträglich durchgeführten Prüfstandsmessungen.

Den Verlauf der aus Simulationsergebnissen berechneten CO-O_2-Charakteristik für die Rotationsbrennkammer zeigt Bild 4. Bei der Rotationsbrennkammer fand eine Kalibrierung der Simulationsergebnisse sowohl für die Nennwärmeleistung (bezeichnet mit „Simulation kalibriert hohe Leistung“), als auch für die Teillast (bezeichnet als „Simulation kalibriert geringe Leistung“) statt. Auch bei der Rotationsbrennkammer kann eine sehr gute Übereinstimmung der kalibrierten Simulationsergebnisse mit den auf dem Prüfstand ermittelten Messwerten für die CO- und O_2-Konzentrationen, sowohl für die Nennwärmeleistung als auch für den Teilastbetrieb festgestellt werden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

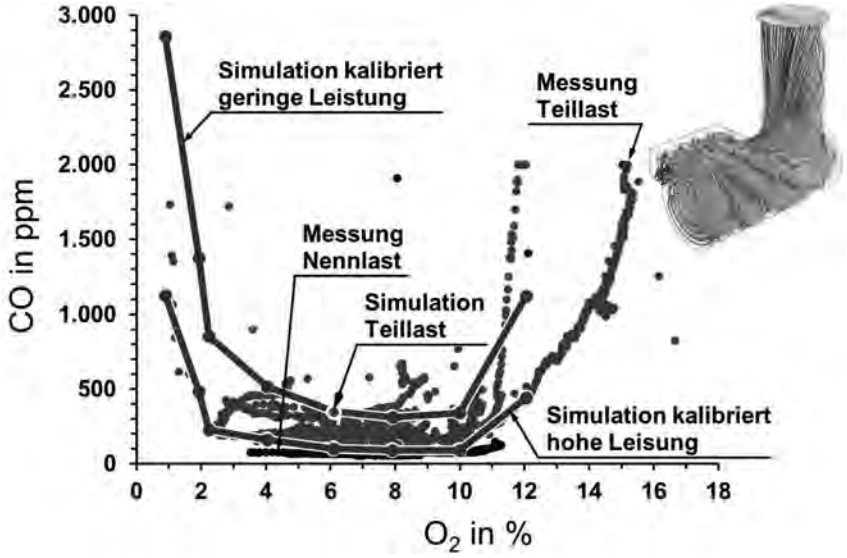


Bild 4: Stückholzkessel mit Rotationsbrennkammer - Vergleich der kalibrierten Simulationsergebnisse bei Nennwärmeleistung und Teillast mit den nachträglich durchgeführten Prüfstandsmessungen.

3. Literatur

[1] FACHAGENTUR NACHWACHSENDE ROHSTOFFE E.V. (FNR): Bioenergie – Daten und Fakten.

[2] UMWELTBUNDESAMT. Luftqualität 2014: Stickstoffdioxid wird Schadstoff Nummer eins. Presseinfo Nr. 5 vom 09.02.1015.

[3] Erste Verordnung zur Durchführung des Bundes-Immissionsschutzgesetzes (Verordnung über kleine und mittlere Feuerungsanlagen - 1. BImSchV) vom 26.01.2010.

[4] BUNDESMINISTERIUM FÜR UMWELT, NATURSCHUTZ, BAU UND REAKTORSICHERHEIT (BMUB). Erste Allgemeine Verwaltungsvorschrift zum Bundes-Immissionsschutzgesetz (Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft – TA Luft. Vom 24. Juli 2002.

[5] JUSCHKA, Winfried, STRUSCHKA, Michael: Entwicklung und Verbesserung von Feuerungsanlagen. In: K&L Magazin, Heft 1/2017, Seiten: 30 - 34; Januar 2017.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Einfluss der Schürung auf die Verbrennung stückiger Biomasse

Influence of Stoking on the Combustion of Biomass Particles

M. Sc **F. Buß**, Dr.-Ing. **S. Wirtz**, Prof. Dr.-Ing. **V. Scherer**,
Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Energieanlagen und Energie prozesstechnik (LEAT)

Kurzfassung

Der Masseverlust während der Verbrennung kugelförmiger Biomassepartikel bei kontrollierter Bewegung des Brennnettes wurde in einem zu diesem Zweck konzipierten Batch-Reaktor untersucht. Der Versuchsstand ermöglicht die Einstellung verschiedener Luftstufungen, bei denen das Bett von Primärluft durchströmt und Sekundärluft oberhalb des Bettes zugeführt wird. Die Wärme zur Zündung des Brennstoffes wird von elektrisch beheizten Wände bereitgestellt. Bei den Versuchen wurden der Globalluftmassenstrom, die Wandtemperatur und die initiale Bettmasse konstant gehalten, die Luftstufung sowie die Schürbedingungen wurden variiert. Die Ergebnisse zeigen den grundsätzlichen Einfluss der Schürung auf die Verbrennung während der verschiedenen Phasen des Verbrennungsvorgangs: Die Zündung der Flüchtigen oberhalb des Brennbetts verzögert sich durch die Schürung, während der Masseverlust in der Verbrennungsphase durch die Schürung beschleunigt wird.

1. Einleitung

Die Verbrennung stückiger Brennstoffe auf Rostsystemen hat im Zuge der Energiewende und der Zunahme des Anteils an Biomasse am Primärenergieverbrauch an Bedeutung gewonnen. Zur Verbesserung des Verständnisses der komplexen Vorgänge in reagierenden Schüttungen wurden die Mechanismen bereits an Festbett-Reaktoren untersucht [1], [2]. In diesen Experimenten wurden ein ruhendes Bett aus festen Brennstoffen mit Primärluft durchströmt und die Umsatzraten unter verschiedenen Bedingungen in einem Batch-Reaktor ermittelt. Nach Zündung der obersten Partikelschicht stellt sich eine Reaktionsfront ein, die mit einer konstanten Geschwindigkeit im Gegenstrom zur Primärluft durch das Bett wandert. Die Reaktionsfront teilt das Bett in verschiedene Stufen der thermochemischen Konversion des Feststoffes. Die Reaktionsfrontgeschwindigkeit hängt stark von der zugeführten Primärluftmenge und den sich einstellenden stöchiometrischen Bedingungen ab (vgl. [2]).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Im Gegensatz zu dieser Anordnung wird in Rostfeuerungen die Schüttung fester reagierender Brennstoffobjekte über bewegliche Stäbe oder Walzen entlang des Rostes transportiert und dabei vom Oxidator im Querstrom durchströmt. Durch die, simultan zum mechanischen Transport des Feststoffes erfolgende Mischung der Partikel wird die thermochemische Umwandlung beeinflusst. Ziel dieser Arbeit ist es, die Wirkung kontrollierter Schürung auf den Reaktionsfortschritt quantitativ zu bestimmen und mit den bereits bekannten Untersuchungen in unbewegten Festbetten zu vergleichen.

2. Experimenteller Aufbau

Der entwickelte Versuchsstand ermöglicht die Messung der Massenabnahme der Schüttung, eine Variation der Luftstufung, Temperaturmessungen im Brennraum und an der Bettoberfläche sowie eine Analyse des Abgases unter definierten Schürbedingungen. Aus Platzgründen wird hier allerdings auf die Auswertung der Thermographie- und Abgasmessungen verzichtet. Abbildung 1 zeigt den schematischen Aufbau.

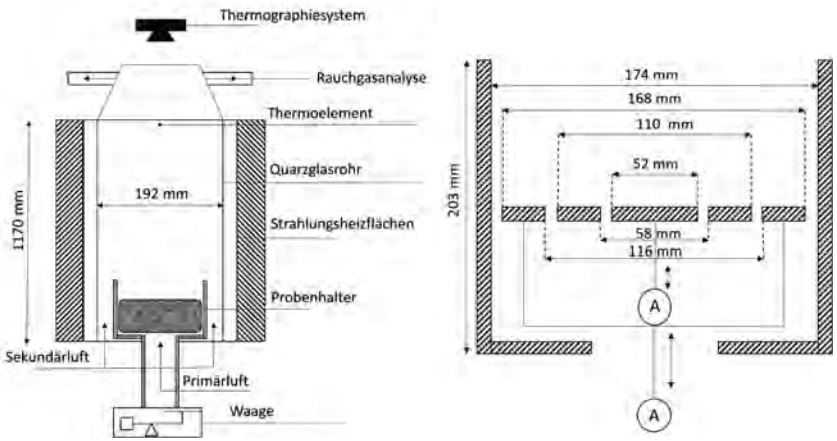


Bild 1: Schema des a) des Versuchsstandes b) des Brenntellers

Abbildung 1a zeigt den schematischen Aufbau des Experiments, Abbildung 1b eine Detailansicht des Brenntellers mit vertikal verfahrbaren Elementen. Der Luftmassenstrom sowie die entsprechende Primär-/Sekundär-Luftstufung werden über Messblenden eingestellt. Die Primärluft wird durch das Trägerrohr des Brenntellers aufgegeben. Die Sekundärluft strömt dagegen am Trägerohr vorbei und oberhalb des Brenntellers in den Brennraum. Das Träger-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

rohr steht frei auf einer Waage mit einer Auflösung von 0,01g (entspricht ca. 25% der Masse eines typischen Ausgangspartikels). Die Partikelschüttung wird über Strahlungswärme von den elektrisch beheizten, den Brennraum umschließenden Wänden aufgeheizt. Der Reaktionsraum ist dabei durch ein Quarzglasrohr luftdicht von der Umgebung getrennt. Über eine hydraulische Verfahreinheit werden Trägerohr und Partikelschüttung nach Brennstoffaufgabe in den Brennraum eingeführt. Der Masseverlust sowie die Brennraumtemperatur werden mit einer Messfrequenz von 1 Hz aufgezeichnet. Der Brennteller ist von einer Edelstahlschale mit einer Höhe von 200 mm und einem Innendurchmesser von 174 mm umschlossen. Im Inneren des Brennstellers befinden sich zur Realisierung einer definierten Schürung drei Elemente, von denen zwei unabhängig voneinander in vertikaler Richtung durch Schrittmotoren verfahrbar sind. Die Primärluft strömt durch die 3 radial gleichmäßig verteilten Ringspalte zwischen diesen Elementen (Spaltweite jeweils 3 mm) vertikal in die Partikelschüttung. Die beweglichen Schürelemente ermöglichen die Programmierung beliebiger Schürmuster durch Einstellung der Hublänge, der Hubgeschwindigkeit sowie des zeitlichen Versatzes von Innen- und Außenring. Das verwendete und sich kontinuierlich wiederholende Schürmuster ist in Abbildung 2 veranschaulicht.

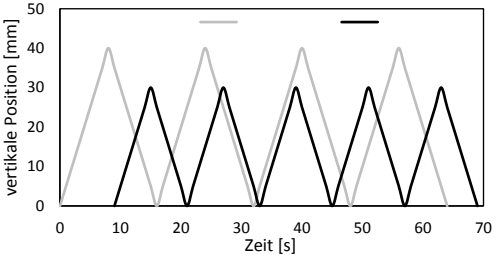


Bild 2: Schematische Darstellung des eingesetzten Schürmusters

Experimentelles Vorgehen

Die Versuche wurden mit homogenen Buchenholzkugeln gleicher Brennstoffeigenschaften (Tabelle 1) bei initialer Schütthöhe von jeweils 50 mm durchgeführt. Zunächst wird der Brennraum auf 923 K vorgeheizt. Sobald der Brennteller anschließend wieder auf 483 K heruntergekühlt ist, wird der Brennstoff eingefüllt, der Probenhalter zügig in den Brennraum eingeführt und die Messung gestartet. Diese Vorgehensweise stellt für jede Parametervariation vergleichbare Startbedingungen sicher. Zur Charakterisierung des grundsätzlichen Einflusses der Schürung wurde das Primär-/Sekundärluft Verhältnis bei gleichem Globalluftmassenstrom von 17 g/s variiert. Untersucht wurden jeweils der geschürte und ungeschürte Betrieb.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Tabelle 1: Daten der Brennstoffanalyse (1 roh; 2 waf)

d [mm]	Wasser[1] [%]	Flüchtige[1] [%]	Koks[1] [%]	C[2] [%]	H[2] [%]	O[2] [%]	HU [MJ/kg]	m [g]
10	5.13	80.61	13.20	41.03	4.60	54.11	17.01	0.4

Ergebnisse & Diskussion

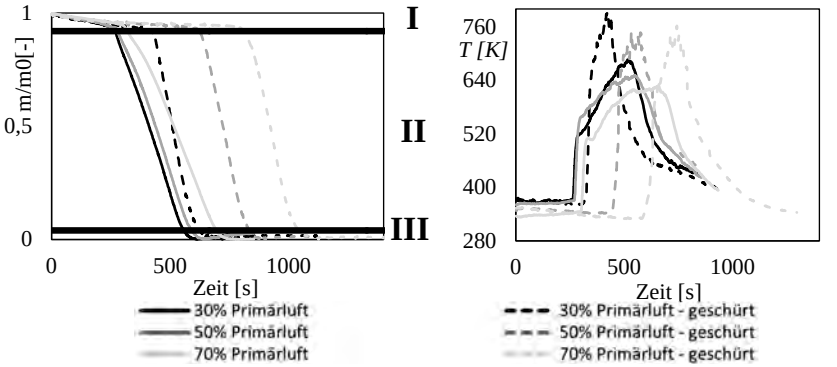


Bild 3: a) Relative Massenabnahme der Schüttung, b) Brennraumtemperatur

Abbildung 3a zeigt den zeitlichen Verlauf der relativen Massenabnahme, Abbildung 3b die Temperaturen im Brennraum bei geschürtem (gestrichelte Linie), ungeschürtem (durchgezogene Linie) Betrieb und variierender Primärluftzufuhr. Grundsätzlich kann der Prozess in drei Phasen eingeteilt werden:

- **Aufheizung I**: Aufheizung der Partikelschüttung, Trocknung und teilweise Freisetzung brennbarer Bestandteile, keine Zündung der freigesetzten Pyrolysegase im Brennraum, geringe Massenabnahme, niedrige Temperatur im Brennraum.
- **Verbrennung II**: Nach Zündung der Pyrolysegase im Brennraum oberhalb der Schüttung. Deutliche Massenabnahme, Reaktion der Flüchtigen, teilweise lokale heterogene Reaktion des festen Partikel-Kohlenstoffs, hohe Brennraumtemperatur.
- **Ausbrand III**: keine Freisetzung/Reaktion von Kohlenwasserstoffen, Ausbrand des Restkokses im Partikel, langsame Reaktionsrate, geringe Restmasse der Schüttung.

Anhand Abbildung 3 können die wesentlichen Effekte der Schürung auf den Verbrennungsprozess identifiziert werden. Die Zündung der Gasphase oberhalb der Schüttung, erkennbar an dem Temperatursprung in Abbildung 3a, ist grundsätzlich verzögert. Im ungeschürten Fall verharren die Partikel der oberen Schicht in Ihrer Position, was zu konstantem Strahlung-

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

wärmefluss von den Heizelementen und hohen Oberflächentemperaturen mit entsprechenden Entgasungsraten führt. Im geschürten Fall hat die ständige Durchmischung des Bettes auch eine fortlaufende Unterbrechung des Strahlungswärmeflusses an einzelne Partikel und gleichzeitig eine Verteilung der Strahlungswärme auf eine größere Partikelanzahl zur Folge. Dies führt zu einer homogeneren Aufheizung der Schüttung, niedrigeren Partikeloberflächentemperaturen und letztlich zu geringeren Entgasungsraten. Weiterhin ist eine Abhängigkeit der Zündung der Gasphase von der zugeführten Primärluftmenge im geschürten Fall festzustellen. Mit steigender Primärluftmenge verzögert sich die Zündung der Gasphase. Dies kann auf die Wechselwirkung zwischen Rotation einzelner Partikel und dem erhöhten konvektiven Wärmeabtransport infolge der Partikelbewegung zurückgeführt werden. So werden von oben durch Strahlungswärme aufgeheizte Oberflächen nachfolgend umso stärker durch kalte Luft abgekühlt, je mehr Primärluft der Schüttung zugeführt wird. Nach Zündung der Gasphase ist die Strahlungswärme aus dem Brennraum durch die Flamme deutlich erhöht. Die Massenabnahme fällt daher im geschürten Fall deutlich intensiver aus als im ungeschürten Fall. Dies kann ebenfalls auf den erhöhten Strahlungswärmetransport zu einer höheren Anzahl an Partikeln in der Schüttung aufgrund der Mischung zurückgeführt werden. Im Gegensatz zur Aufheizphase sorgen die hohen Temperaturen durch Reaktion der Pyrolysegase hier zu schlagartiger Aufheizung der Partikel die in Sichtkontakt zur Strahlungsquelle stehen und folglich zu schlagartiger Entgasung. Der Einfluss der kalten Primärluft ist daher für die Verbrennungsphase in erster Näherung vernachlässigbar. Während des Ausbrandes lassen sich kaum Unterschiede zwischen geschürtem und ungeschürtem Betrieb erkennen.

Danksagung

Das IGF-Vorhaben 17949 N der Forschungsvereinigung VGB wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Literatur

[1] Bleckwehl, S.,“Bleckwehl, S.: Charakterisierung der verbrennungstechnischen Eigenschaften fester Brennstoffe im Festbett,” KIT, 2009.

[2] Porteiro, J., D. Patiño, J. Collazo, E. Granada, J. Moran, and J. L. Miguez,“Experimental analysis of the ignition front propagation of several biomass fuels in a fixed-bed combustor,” *Fuel*, vol. 89, no. 1, pp. 26–35, 2010.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Einfluss der direkten Benzin-Wasser-Einspritzung auf die stochastischen Vorentflammungen eines Ottomotors

The Impact of Gasoline Water Direct Injection on the Stochastic Pre-Ignitions in Spark-Ignited Engines

Prof. Dr.-Ing. **Christoph Heinrich**, Dipl.-Ing. (FH) M. Eng. **Heinrich Dörksen**, B. Eng. **Kevin Krämer**, B. Eng. **Michael Carls**
Hochschule Trier, Institut für Fahrzeugtechnik

Kurzfassung

Das weitere Downsizing-Potential hochaufgeladener Ottomotoren wird durch das Auftreten stochastischer Vorentflammungen (*stochastic pre-ignitions, SPI*) limitiert. Um deren Ursachen und Auslösemechanismen entgegenzuwirken, wird im Beitrag das Potential einer Direkteinspritzung von Wasser in den Brennraum untersucht, die vor allem auch zur Kraftstoffreduzierung eingesetzt wird. Durch die Verdampfungsenthalpie des Wassers wird unmittelbar der Brennraum gekühlt. Um jedoch keine nennenswerten Einbußen hinsichtlich der Brenndauer und der Schadstoffbildung zu erleiden, ist eine möglichst homogene Mischung von Wasser und Kraftstoff in Form einer Emulsion notwendig.

In Bezug auf die Erzeugung einer Kraftstoff-Wasser-Emulsion und deren direkte Einspritzung in den Brennraum liegt am Institut für Fahrzeugtechnik (ift) der Hochschule Trier bereits aus der Vergangenheit eine große Erfahrung vor, siehe u.a. [6, 7]. Im Beitrag werden kurz die verschiedenen Möglichkeiten zur Erzeugung einer möglichst homogenen Benzin-Wasser-Emulsion erörtert. Anschließend wird anhand aktueller Versuchsergebnisse eines hochaufgeladenen Ottomotors der positive Einfluss auf das Vorentflammungsverhalten aufgezeigt.

Abstract

The potential of highly boosted spark-ignited engines is limited by the occurrence of stochastic pre-ignitions (SPI). To prevent the root cause and triggering mechanisms of those the potential of gasoline water direct injection (GWDI) is evaluated. GWDI is mainly applied to reduce fuel consumption. The combustion chamber is directly cooled down by the latent heat of the evaporating water which leads to a decreasing knock tendency and less fuel

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

enrichment. The formation of a homogeneous fuel-water emulsion is essential to prevent longer burn durations and particle generation.

The engine laboratory of Trier University of Applied Sciences has extensive experience in the field of the formation of a fuel-water emulsion and its direct injection into the combustion chamber of internal combustion engines. In this article the different methods to produce fuel-water emulsions are presented. Finally the positive impact of GWDI on SPI behavior is demonstrated by newsworthy test results of a highly-boosted SI engine.

1. Einleitung

Um den Kraftstoffverbrauch heutiger und zukünftiger Ottomotoren zu reduzieren, werden die Hubräume gegenüber Vorgängermotoren verkleinert, der entsprechende Leistungsverlust wird durch Aufladung kompensiert (sog. *Downsizing* oder *Rightsizing*). Limitierendes Phänomen dieser Strategie sind derzeit stochastische Vorentflammungen (engl. *stochastic pre-ignitions, SPI*), wegen ihres Auftretens vor allem bei niedrigen Drehzahlen auch *Low Speed Pre-Ignitions* (*LSPI*) genannt. Hierbei handelt es sich um Selbstentzündungen des Luft-Kraftstoff-Gemischs vor der eigentlichen Fremdzündung, die zu sehr hohen Zylinderdrücken und infolgedessen zu Totalschäden am Kolben führen können. SPI sind von dem ottomotorischen Klopfen zu unterscheiden (siehe Bild 1), einer Selbstzündung die erst nach der Fremdzündung im unverbrannten Gemisch auftritt und im Gegensatz zu SPI durch eine Klopfregelung kontrolliert werden kann.

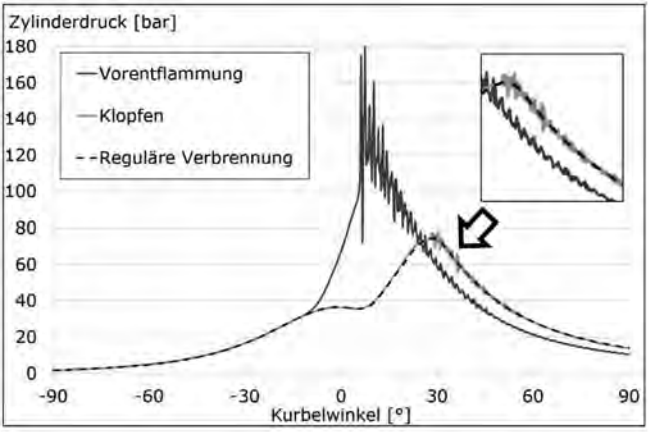


Bild 1: Indizierter Druckverlauf für eine Vorentflammung, Klopfen und reguläre Verbrennung

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Auslösemechanismen der Vorentflammungen sind noch nicht restlos geklärt. In zahlreichen Veröffentlichungen werden vor allem tropfenförmige Kraftstoff-Öl-Partikel als Auslöser angesehen [1 bis 3]. In [4] werden hauptsächlich feste Partikel als Auslöser herausgearbeitet, was zudem eine Theorie für das alternierende Auftreten von Vorentflammungen liefert. Die Vorentflammungen können sehr selten, aber heftig auftreten, was die Entwicklung eines Sicherheitsabstands aus statistischen Gründen erschwert. Unabhängig davon gelten eine hohe effektive Verdichtung, ein hoher Mitteldruck bei niedrigen Drehzahlen, eine späte reguläre Zündung sowie ein erhöhter Anteil schwerflüchtiger Komponenten (Sommerkraftstoff) als begünstigend für das Auftreten von SPI.

2. Direkte Benzin-Wasser-Einspritzung (DBWE)

Die leistungssteigernde Wirkung der Einspritzung von Wasser in den Ansaugtrakt von Otto-Motoren ist bereits seit der ersten Hälfte des 20. Jahrhunderts aus Flugzeugmotoren bekannt. Möchte man jedoch den Kraftstoffverbrauch und damit den CO_2-Ausstoß verringern, ist die direkte Benzin-Wasser-Einspritzung (DBWE) wirkungsvoller, die durch die Verdampfungsenthalpie des eingespritzten Wassers direkt den Brennraum kühlt. Dies ermöglicht wegen der reduzierten Klopfneigung eine wirkungsgradoptimierte Verbrennung sowie eine Reduzierung des Anfettungsbedarfs in hohen Lastbereichen. U. a. in [5] wurden Kraftstoffeinsparpotentiale in bestimmten Kennfeldbereichen von bis zu 12 % aufgezeigt.
Ein weiterer wichtiger Aspekt ist es herauszufinden, inwieweit es durch den Einsatz der direkten Benzin-Wassereinspritzung möglich ist, die begünstigenden Faktoren für stochastische Vorentflammungen in ihrer Wirkung zu reduzieren, was Gegenstand dieser Arbeit ist.

3. Versuchsaufbau und Testprogramm

Die Versuche wurden an einem modernen, aufgeladenen 1,6 l-Motor mit Direkteinspritzung und Euro-6-Zertifizierung durchgeführt, die notwendigen Eingriffe erfolgten über einen offenen Zugang zum Steuergerät. In Abweichung zum Serienmotor wurden modifizierte Kolben mit einer höheren Verdichtung verbaut, um die Anzahl der Vorentflammungen aus statistischen Gründen zu erhöhen. Als Referenzpunkt für Untersuchungen in Hinsicht auf Vorentflammungen hat sich der Volllastpunkt bei einer Drehzahl von $n = 2000\ 1/min$ etabliert, in diesem Fall betrug der effektive Mitteldruck 20 bar. Um eine möglichst hohe statistische Sicherheit zu erzielen, wird pro Test dreimal eine Volllastphase von jeweils 15

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

min. gefahren, die durch Konditionierungszyklen (Leerlauf) unterbrochen werden. Demnach ergibt sich eine Anzahl von 180.000 Volllast-Arbeitsspielen pro Test.
Die direkte Wassereinspritzung erfolgte bei den durchgeführten Versuchen als Kraftstoff-Wasser-Emulsion. Die Kraftstoff-Wasser-Emulsion wurde für diese Versuche außerhalb des Motors in einer eigens dafür konzipierten Anlage mit Hilfe hoher Scherkräfte hergestellt. Diese auf mechanischem Weg erzeugten Emulsionen sind nur kurzzeitstabil und müssen im Gegensatz zu mit Tensiden hergestellten Emulsionen zeitnah verbraucht werden. Das Institut für Fahrzeugtechnik (ift) der Hochschule Trier verfügt über eine langjährige Erfahrung in der Herstellung solcher Emulsionen [6,7]. Als Referenzpunkte für die Versuche dienten die Standardbedatung sowie eine Niederdruck-Wassereinspritzung in den Ansaugtrakt.

4. Ergebnisse

In Bild 3 sind die Ergebnisse in Kurzform visualisiert. Die unter 3. beschriebene Prozedur wurde zur statistischen Absicherung dreimal an verschiedenen Tagen gefahren. Dabei ergaben sich mit der Standardbedatung in Summe 19 Vorentflammungen, die sich jedoch nicht gleichmäßig auf die drei Testläufe verteilten. Die Verbrennung im oben genannten Betriebspunkt wird mit der Standardbedatung unterstöchiometrisch ($\lambda_{ref} < 1$) gefahren. Fährt man mit diesem Luftverhältnis die Versuche mit Niederdruck-Wassereinspritzung sowie DBWE ergaben sich eine bzw. keine Vorentflammung. Damit konnte aufgezeigt werden, dass die Wassereinspritzung das Potential hat, das Auftreten von Vorentflammungen signifikant zu reduzieren bzw. vollständig zu eliminieren. Ziel ist es, in diesem Punkt (20 bar @ 2000 1/min.) ggf. komplett auf die Anfettung zu verzichten. In diesem Fall ($\lambda = 1$) ergaben sich vier bzw. eine Vorentflammung (siehe Bild 2).

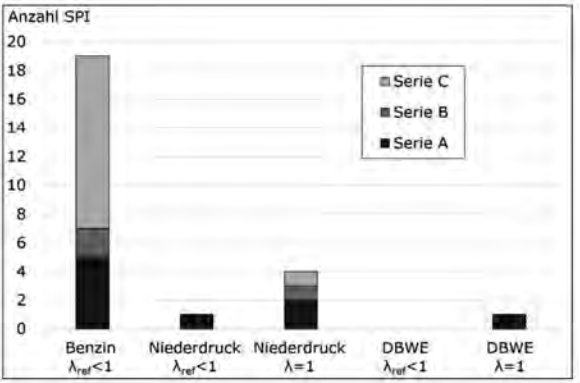


Bild 2: Anzahl der Vorentflammungen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

5. Fazit

Es konnte gezeigt werden, dass eine Wasser-Einspritzung in der Lage ist, die Vorentflammungen eines hochaufgeladenen Ottomotors signifikant zu reduzieren bzw. vollständig zu eliminieren. Dabei zeigt die direkte Benzin-Wasser-Einspritzung (DBWE) ein höheres Potential als die reine Niederdruck-Wassereinspritzung in den Ansaugtrakt des Motors. Zusammen mit dem CO_2-Reduktionspotential [5] erweist sich die DBWE damit als mögliche Schlüsseltechnologie für zukünftige Ottomotor-Konzepte.

6. Literaturangaben

[1] Dahnz, C.; Han, K.; Spicher, U.; Magar, M.; Schießl, R.; Maas, U.: Investigations on Pre-Ignition in Highly Supercharged SI Engines. SAE International, 2010-01-0355 (2010)

[2] Willand, J.; Daniel, M.; Montefrancesco, E.; Geringer, B.; Hofmann P.; Kieberger, M.: Grenzen des Downsizing bei Ottomotoren durch Vorentflammungen. Motortechnische Zeitschrift (MTZ) 05/2009, S. 422-428

[3] Zahdeh, A.; Rothenberger, P.; Nguyen, W.; Anbarasu, M.; Schmuck-Soldan, S.; Schaefer, J.; Goebel, T.: Fundamental Aproach to Investigate Pre-Ignition in Boosted SI Engines, SAE International, 2011-01-0340, (2011)

[4] Döhler, A.; Pritze, S.: A contribution to better understanding the pre-ignition phenomenon in highly charged internal combustion engines with direct fuel injection. 4th International Conference on Knocking in Gasoline Engines, Berlin, 2013

[5] Heinrich, C.; Dörksen, H.; Tölkes, E.; Esch, A.: Direkte Benzin-Wasser-Einspritzung: CO2-Potentiale und technische Anforderungen. In „10. Tagung Diesel- und Benzindirekteinspritzung“, Springer Vieweg Verlag, (2016), S. 363-379

[6] Simon, C.; Dörksen, H.; Dornbusch, H.: Schadstoffreduzierung durch Diesel-Wasser-Emulsionen. Motortechnische Zeitschrift (MTZ), 1/2013, S. 72-77

[7] Dittmann, P.; Dörksen, H.; Steiding, D.; Kremer, F.: Einfluss von Mikroemulsionen auf die dieselmotorische Verbrennung. Motortechnische Zeitschrift (MTZ), 04/2015, S. 60-67

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Anwendung von strukturierter Beleuchtung auf Gasphasen-Thermometrie mit Phosphorpartikeln

Eine Reduktion von Mehrfachstreuung in Partikel-beladenen Mehrphasenströmungen

Florian Zentgraf, Technische Universität Darmstadt, Fachgebiet für Reaktive Strömungen und Messtechnik, Darmstadt
Michael Stephan, Technische Universität Darmstadt, Fachgebiet für Reaktive Strömungen und Messtechnik, Darmstadt
Prof. Dr. **Barbara Albert**, Technische Universität Darmstadt, Eduard-Zintl-Institut für anorganische und physikalische Chemie, Darmstadt
Dr. **Benjamin Böhm**, Technische Universität Darmstadt, Fachgebiet für Energie- und Kraftwerkstechnik, Darmstadt
Prof. Dr. **Andreas Dreizler**, Technische Universität Darmstadt, Fachgebiet für Reaktive Strömungen und Messtechnik, Darmstadt

Kurzfassung

In dieser Studie wird die Methode der *Structured Laser Illumination Planar Imaging* (SLIPI) auf Gasphasentemperaturmessungen unter Nutzung laserinduzierter Lumineszenz (LIL) von thermographischen Phosphorpartikeln (TGP) angewendet. Als Testfall wird eine *jet-in-coflow* Anordnung gewählt. Durch die hier erstmals umgesetzte Kombination von SLIPI mit LIL-Thermometrie an TGP ist es möglich, den systematischen Messfehler aus Mehrfachstreuung zu eliminieren und ein nahezu ungestörtes Temperatursignal in der Messebene zu erhalten.

1. Einleitung und Motivation

Zur Entwicklung von Magerbrennverfahren in Gasturbinen, die stark verringerte Stickoxidemissionen ermöglichen, wird die Effizienzsteigerung von Brennerkühlkonzepten als wesentlich angesehen [1]. Filmkühlung spielt dabei eine wichtige Rolle und ist daher Gegenstand aktueller Forschung [2], wobei vor allem die Messung von Gasphasentemperaturen und Gasgeschwindigkeiten als relevant erachtet werden [2]. Die Methoden der Laserdiagnostik ermöglichen es, diese Parameter simultan und zeitlich hochaufgelöst zu messen. Ein möglicher Ansatz ist die Kombination von *Particle Image Velocimetry* (PIV, für Geschwindigkeit) mit LIL-Thermometrie angewendet auf TGP [2, 3]. Von Lee *et al.* [3] wurde dabei ein störender Einfluss von mehrfachgestreutem

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Lumineszenzsignal auf die Bestimmung der Gasphasentemperatur identifiziert. Lee *et al.* [3] schlagen die Anwendung der SLIPI Technik vor, die es ermöglicht Mehrfachstreuung zu beseitigen [4].

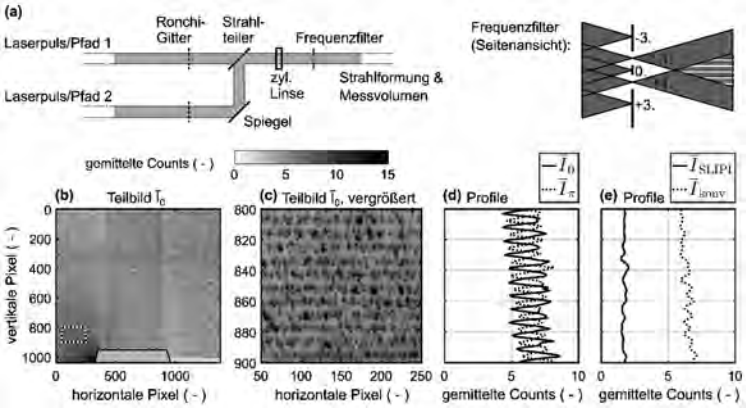


Bild 1: (a) Auszug optischer Aufbau Zweipulsansatz, (b) Teilbild $\bar{I}_0$, rechteckige Region vergrößert in (c), dazugehörige vertikale Profile $\bar{I}_0$, $\bar{I}_\pi$ in (d) und resultierende Profile $\bar{I}_{\mathrm{SLIPI}}$ und $\bar{I}_{\mathrm{konv}}$ in (e). Profile horizontal gemittelt. Grafiken (b-e) zeigen den roten Kanal im Mittelwert-Ansatz, 50 Samples.

2. Optische Messtechniken und experimenteller Aufbau

Für die Gasphasenthermometrie wird ein Zweifarben-Ansatz verwendet [3], der einen temperatursensitiven Quotienten aus zwei verschiedenen spektralen Emissionsbereichen der Lumineszenz berechnet. Dieser wird durch Kalibration einer Temperatur zugewiesen.

Für SLIPI werden mehrere räumlich modulierte Laserlichtschnitte mit Phasenversatz benötigt, deren resultierende Emission als Teilbilder aufgenommen werden. Mehrfachgestreutes Licht verliert die räumliche Modulation, während einfachgestreute Photonen diese behalten. Hier wird ein Zweipulsansatz nach Kristensson *et al.* [4] verwendet (Teilbilder I_0, I_π; halbe Periode Phasenversatz; Bild 1d). Ein SLIPI-Bild $I_{\mathrm{SLIPI}} = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \{(I_0 - I_\pi)^2\}^{1/2}$ frei von Mehrfachstreuung sowie ein konventionelles Bild $I_{\mathrm{konv}} = \frac{1}{2} \cdot (I_0 + I_\pi)$, das der Emission aus einem nicht modulierten Lichtschnitt entspricht, können rekonstruiert werden (Bild 1e).

In dieser Studie wird eine *jet-in-coflow* Strömungsgeometrie betrachtet (Jet-Strömung beheizt; Coflow bei Raumtemperatur). Der Prüfstand wird stationär mit Luft unter

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

atmosphärischen Bedingungen betrieben. Den Strömungen sind thermographische Phosphorpartikeln aus $BaMgAl_{10}O_{17}:Eu^{2+}$ (BAM) zugegeben. Ein Auszug des optischen Aufbaus ist in Bild 1a dargestellt (detaillierte Schilderung in [5]). Es werden zwei unterschiedliche Ausführungen der Zweipuls-SLIPI-Technik präsentiert: eine zeitlich gemittelte Realisierung (*Mittelwert-SLIPI*) sowie ein quasi-instantaner Ansatz (*Einzelschuss-SLIPI*). In der Mittelwert-SLIPI Ausführung werden die Laserpulse 1 und 2 zeitgleich von einem Nd:YAG-Laser (10 Hz, 355 nm) bereitgestellt, der auf beide Pfade aufgeteilt ist. Für die Bildrekonstruktion werden Ensemble-gemittelte Teilbilder $\bar{I}_0$ und $\bar{I}_\pi$ verwendet (Beispiel siehe Bild 1b,c). Die zugrunde liegenden Einzelteilbilder I_0 (Pfad 1) und I_π (Pfad 2) werden unabhängig voneinander aufgenommen, wobei eine Strahlfalle jeweils einen Pfad blockiert (Aufnahme I_0: Pfad 2 blockiert, Aufnahme I_π: Pfad 1 blockiert). Im Einzelschuss-SLIPI Aufbau werden die beiden Laserpulse mit einer Zeittrennung von $\Delta t = 18\,\mu s$ von zwei eigenständigen Lasern erzeugt (5 Hz, 355 nm), wodurch I_0 und I_π quasi-zeitgleich aufgenommen werden. Zur Erzeugung eines modulierten Lichtschnitts durchlaufen die Laserpulse 1 und 2 jeweils ein Ronchi-Gitter (5 Linienpaare/mm), durch das für jeden Puls ein individuelles Beugungsmuster erzeugt wird (siehe Bild 1a). Die Beugungsmuster werden über einen 50/50 Strahlteiler überlagert und durch eine zylindrische Linse auf einen *Frequenzfilter* fokussiert (siehe Bild 1a). Lediglich die ±1. Beugungsordnungen werden durch den Filter transmittiert, überlappen und bilden durch Interferenz die räumlich sinusförmige Modulation der SLIPI Lichtschnitte. Die Strahlformung erfolgt durch ein anschließendes Linsensystem. Die laserinduzierte Lumineszenz wird in den spektralen Bereichen $\lambda > 425\,\mathrm{nm}$ (*roter* Kanal) und $\lambda < 425\,\mathrm{nm}$ (*blauer* Kanal) von zwei Kameras erfasst.

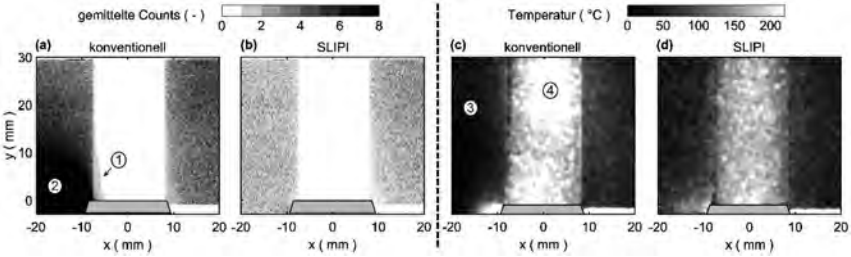


Bild 2: Ergebnisse Mittelwert-Ansatz, (a, b) gemittelte Counts roter Kanal, Testfall Jet ohne Seeding-Partikeln, (c, d) mittlere Temperaturen. 50 Samples.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3. Ergebnisse, Diskussion und Schlussfolgerung

Bild 2 präsentiert Ergebnisse aus dem Mittelwert-Ansatz am laminaren Jet ($Re = 1800$). Zum Nachweis der Mehrfachstreuung wird ein Testfall verwendet, in dem die Jetströmung keine Seeding-Partikeln besitzt (Bild 2a, b). Signal aus der Jetregion, wie es in der konventionellen Rekonstruktion in Bild 2a in Zone ① zu beobachten ist, kann daher Mehrfachstreuung zugeschrieben werden. Zudem zeigt der konventionelle Fall in Zone ② den Einfluss diffuser Wandreflexionen durch Auftreffen des Laserlichtschnitts auf die Düse des Jets. Beide Störeinflüsse sind in der SLIPI Rekonstruktion nicht vorhanden. Sowohl Mehrfachstreuung als auch diffuse Wandreflexe können mittels SLIPI unterdrückt werden. Mittlere Temperaturen sind in Bild 2c, d dargestellt. Die konventionelle Rekonstruktion liefert ein unsymmetrisches Temperaturfeld in Bezug auf die Mittelachse des Jets (Zone ③: Unterschätzung Temperatur wegen Wandreflexen; Zone ④: Überschätzung Temperatur). SLIPI hingegen liefert ein symmetrisches und somit physikalischeres Temperaturfeld. In einer vorherigen Studie [5] hat sich gezeigt, dass Mittelwert-SLIPI insgesamt eine robustere Kalibration ermöglicht sowie zu einer verbesserten Genauigkeit, Präzision und Sensitivität bei der Temperaturbestimmung führt. Eine detaillierte Analyse des Mittelwert-Ansatzes wird in Zentgraf *et al.* [5] vorgestellt.

Bild 3 analysiert eine turbulente Jetströmung ($Re = 6400$) mittels Einzelschuss-SLIPI. Mehrfachstreuung wird in Bild 3a-d am analogen Testfall ohne Seeding-Partikeln im Jet nachgewiesen. In der vergrößerten Ansicht des konventionellen Falls in Bild 3c wird deutlich, dass trotz fehlenden BAM-Partikeln in der Wirbelstruktur ein signifikantes aber falsches Signal der Lumineszenz detektiert wird. Dieser systematische Fehler aus Mehrfachstreuung kann mittels SLIPI-Technik in Bild 3d nahezu vollständig entfernt werden und ermöglicht eine klare Auflösung der Grenzschicht. Dies ist von wesentlicher Bedeutung für die Anwendung von LIL-Thermometrie in turbulenten Gasphasenströmungen. Das globale Temperaturfeld aus der konventionellen Rekonstruktion (Bild 3e) erscheint homogen und physikalisch, während das mittels SLIPI erzeugte Feld (Bild 3f) Lücken aufweist. Jedoch resultiert die Homogenität im konventionellen Fall aus Mehrfachstreuung und repräsentiert nicht die tatsächliche Temperatur in der Messebene. Das wird anhand einer vergrößerten Wirbelstruktur (Bild 3g, h) deutlich. Zone ① weißt in den Rohbildern ein analoges Verhalten zu den Bildern 3c, d auf. Dort befinden sich keine BAM-Partikeln, jedoch ein homogenes Signal, das auf Mehrfachstreuung zurückzuführen ist. Region ① enthält somit keine Temperaturinformation aus der Messebene, sondern lediglich falsches Signal, das vom konventionellen Ansatz nicht vom Signal in der Messebene unterschieden werden kann. Die SLIPI Rekonstruktion hingegen entfernt dieses Signal gänzlich, was zu einer Fehlstelle im

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Temperaturfeld führt. Es lässt sich folgern, dass SLIPI das tatsächliche Temperaturfeld in der Messebene widerspiegelt, während konventionell ermittelte Resultate vom systematischen Fehler aus Mehrfachstreuung verfälscht sind.

Diese Studie zeigt, dass der systematische Messfehler aus Mehrfachstreuung mit Hilfe von SLIPI angewendet auf LIL-Gasphasenthermometrie eliminiert werden kann, woraus ungestörtere Temperaturfelder bestimmt werden können. Diese Anwendung wird als vielversprechende Weiterentwicklung der Messtechnik gesehen, um simultan Strömungsgeschwindigkeit und Temperatur ohne Einfluss von Mehrfachstreuung zu bestimmen.

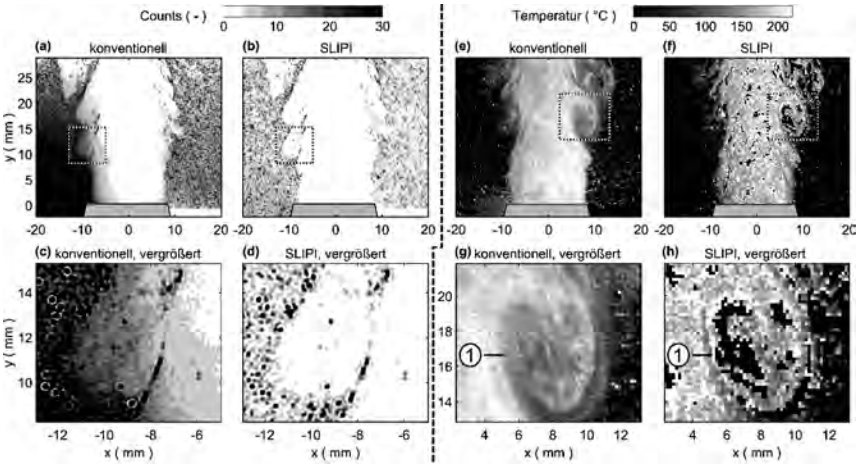


Bild 3: Ergebnisse Einzelschuss-Ansatz, (a-d) Counts roter Kanal, Testfall Jet ohne Seeding-Partikeln, (e-h) Temperaturen mit Fehlstellen in schwarzer Farbe. (c, d, g, h) zeigen vergrößerte Ansicht aus rechteckiger Region im jeweils darüber liegenden Bild.

Danksagung: Andreas Dreizler und Barbara Albert würdigen die finanzielle Unterstützung der DFG durch DR 374/16-1, sowie Michael Stephan durch GSC 1070, mit tiefer Dankbarkeit.

[1] Behrendt, T., Lengyel, T., Hassa, C. u. Gerendás, M.: Characterization of advanced combustor cooling concepts under realistic operation conditions. Proceedings of GT2008, ASME Turbo Expo 2008, GT2008-51191. S. 1–14

[2] Schreivogel, P., Abram, C., Fond, B., Straußwald, M., Beyrau, F. u. Pfitzner, M.: Simultaneous kHz-rate temperature and velocity field measurements in the flow

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

emanating from angled and trenched film cooling holes. Int J Heat Mass Tran 103 (2016) S. 390–400

[3] Lee, H., Böhm, B., Sadiki, A. u. Dreizler, A.: Turbulent heat flux measurement in a non-reacting round jet, using BAM:Eu^{2+} phosphor thermography and particle image velocimetry. Appl Phys B-Lasers O 122 (2016) 7 S. 209

[4] Kristensson, E., Berrocal, E. u. Aldén, M.: Two-pulse structured illumination imaging. Opt Lett 39 (2014) 9 S. 2584–2587

[5] Zentgraf, F., Stephan, M., Berrocal, E., Albert, B., Böhm, B. u. Dreizler, A.: Application of structured illumination to gas phase thermometry using thermographic phosphor particles: a study for averaged imaging. Exp Fluids 58 (2017) S. 82

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Recent improvements of the Heat Flux setup to determine laminar burning velocities of liquid fuels

Dipl.-Ing. **S. Feldhoff**, Dr.-Ing. **R**.T.E. Hermanns,
OWI Oel-Waerme-Institut gGmbH, Herzogenrath

1. Introduction

The adiabatic laminar burning velocity is an important parameter governing the properties of combustion. It can for example be used to validate reaction mechanisms and is often needed in designing of different industrial and domestic burners. This is the reason that research has focused on the adiabatic burning velocity of several types of fuel-oxidizer mixtures. However, the adiabatic burning velocity is not easily measured. There are several experimental methods to measure laminar burning velocity: the Bunsen flame method, the spherically expanding flame method, the stagnation flame method and the flat flame burner method, including the Heat Flux method. A detailed overview of different methods can be found in [1] and [2].

The heat flux burner consists of a thin, brass burner plate with a hexagonal pattern of holes. The burner plate is heated in such way that the premixed mixture flowing though the burner plate is heated. Now the heat gained by the unburnt mixture compensates the heat loss of the flame. The advantage is that mixture velocities higher and lower than the adiabatic burning velocity can be stabilized on this burner. In contrast to other methods, it is possible to determine the laminar burning velocity at a state of a nearly adiabatic stretchless flame by means of interpolation, rather than extrapolation. This has as advantage that the uncertainties due to extrapolation are circumvented.

In this study the Heat Flux method has been applied to measure laminar burning velocities of ethanol as wells as gasoline with air at atmospheric pressure. A detailed analysis of recent improvements of the Heat Flux test setup at OWI will be given.

2. Heat Flux Method

The main parts of the Heat Flux burner are shown in Figure 1. One of the main burner elements is a 2 mm thick brass burner plate with an effective diameter of approximately 30 mm and a uniform perforation. A conditioned heating jacket operates at a constant temperature, which is set to keep a temperature difference between unburnt gas and the heating jacket between ΔT = 60 K and ΔT = 75 K. A plenum chamber is surrounded by a

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

cooling jacket, which maintains the temperature of the plenum chamber at a temperature equal to that of the unburnt gas mixture. In order to measure a radial temperature profile in the burner plate, fifteen thermocouples are attached to the burner plate.

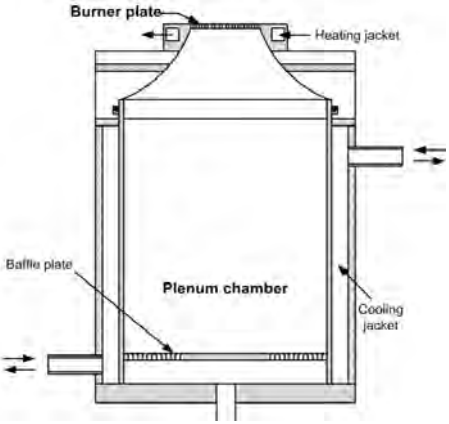


Fig. 1: Schematic view of the Heat Flux burner

To stabilize an adiabatic flame on top of the burner plate the net heat flux should be equal to zero. For gas velocities U_G lower than the laminar burning velocity S_L the net heat flux is positive and the burner plate has a higher temperature than the heating circuit. This results in a radial heat flux from the burner plate center to the edge and the burner plate center achieves the highest temperature. The net heat flux is negative, when the gas velocity is higher than the laminar burning velocity. In this case the temperature at the center of the burner plate is the lowest measured temperature, due to the reverse direction of the radial heat flux. For a flat temperature profile, the net heat flux is zero, which means that all the heat transferred from the flame to the burner plate is transferred then to the unburnt gas mixture. This situation corresponds to adiabatic flame conditions and the corresponding gas velocity U_G equals to the laminar burning velocity S_L.

3. Temperature profile along the burner plate

The temperature profile over the burner plate is used to determine if there is a net heat gain or heat loss by the mixture. In the adiabatic state, the heat loss is equal to the heat gain by the burner plate. Assuming that the conductivity of the burner plate is not temperature (and thus r) dependent, solving the energy equation leads to the following equation for the temperature distribution along the burner plate:

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

$$\bar{T}_p(r) = T_{center} - \frac{q}{4\lambda h} r^2$$

In this equation, T_p is the temperature as a function of the radius r. q is the net heat flux from the unburnt gas mixture to the plate, λ the conduction coefficient of the burner plate, and h is the height of the burner plate. The temperature along the burner plate is described by a parabola, with the symmetry axis at the center of the burner plate [3]. The parabolic coefficient for various gas velocities is determined by the magnitude and sign of the heat flux q. In the adiabatic case where q is zero, the temperature over the burner plate is constant. Additionally, in the adiabatic case the temperature of the burner plate should be equal to the heating jacket temperature [4].

4. Burner head improvements

The new burner head differs from the old one in the sense that it does not use a separate burner plate anymore. The heating jacket and burner plate are made out of one single piece of brass, increasing the conductivity between the heating jacket and the burner plate. This means the temperature of the burner plate at the outer edges will become closer to the heating jacket temperature. Ideally, when a flat temperature profile is observed, the temperature should be roughly equal to the heating jacket temperature. This indicates there is no heat transfer between burner plate and the jacket, thus representing an adiabatic flame. Furthermore, the diameter of the burner plate holes is 0.4 mm, with a pitch of 0.47 mm for the new plate, permitting higher unburnt mixture velocities.

A comparison between the new and old burner plate can be seen in Figure 2. Both diagrams show the temperature profile over the burner plate for stoichiometric ethanol-air flames. The heating jacket temperature was the same for both measurements, 100° C.

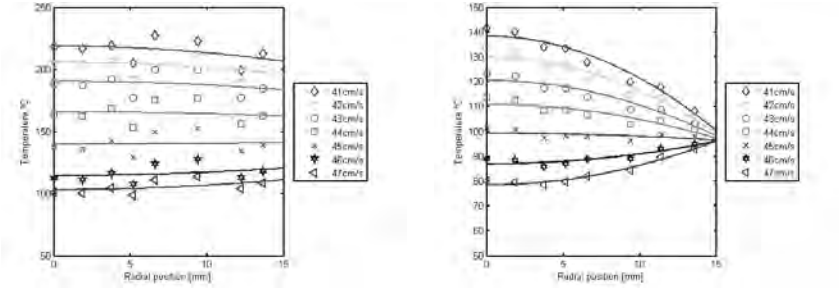


Fig. 2: Temperature profile over the burner plate, T=318K (left: original burner; right: improved burner)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

The conduction between burner plate and heating jacket has been greatly improved in the new burner. For the old burner head, at S_L, the burner plate temperature is approximately 150° C, 50° C more than the heating jacket temperature. Also, the temperature profiles are considerable flat, so that a radius fit is much larger than the actual radius of the burner plate. For the improved burner head, the difference between plate temperature and heating jacket temperature is reduced to a few degrees and all parabola fit curves intersect close to the radius of the burner plate. Improvements are also observed when looking at the thermocouple readings. In the old burner head thermocouple readings that deviate ±10° C from the parabola fit are observed, while for the new burner head this is reduced to approximately 2° C. These changes will lead to improved measurement accuracy.

7. Results and Discussion

To evaluate the performance of the Heat Flux method including the recently made improvements, several sets of experiments have been carried out. Until now, two different liquid fuels have been investigated at atmospheric conditions – ethanol and gasoline. In the first instance the unburnt gas temperature was equal to 318 K for ethanol and later 338 K for both fuels in order to avoid condensation of high boiling components. In comparison to previously obtained data at 318 K the determined laminar burning velocity of ethanol at elevated temperature of 338 K (unburnt gas temperature) is considerable higher, meeting the expectation based on available literature data [5] [6]. Figure 3 summarizes the results at elevated temperature for both ethanol and gasoline.

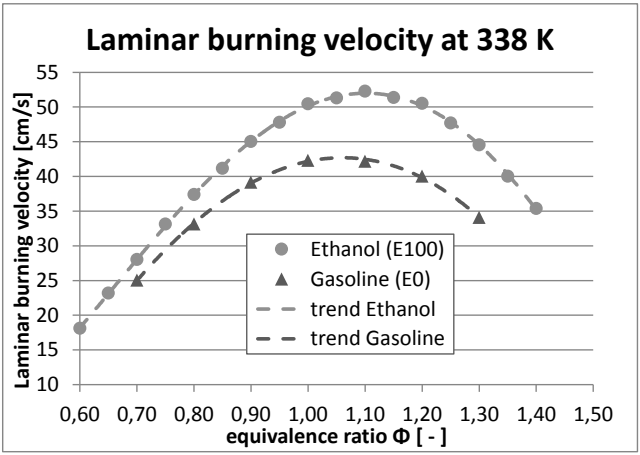


Fig. 3: Laminar burning velocities at 338 K

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

The estimated laminar burning velocity of gasoline is fairly low compared to ethanol. The highest difference occurs in the range of Φ = 1.0..1.2. At low equivalence ratios (Φ < 0.9) both fuels show similar results, in contrast at higher equivalence ratios (Φ > 1.0) the difference in laminar burning velocity is substantial (up to 10 cm/s). This complies with literature data [7].

8. Conclusions

The Heat Flux experimental setup at OWI has been further improved to provide more accurate measurement data of the laminar burning velocity. The new burner head is a significant improvement. The heat conduction between heating jacket and burner plate has been improved and the thermocouple scatter has been reduced. A reduced hole diameter and pitch permits a larger range of unburnt gas velocities. It could be shown, that the adiabatic laminar burning velocity is highly dependent on fuel composition. The main focus within this study was the determination of S_L of ethanol and gasoline, which has been achieved with the recent improvements.

References

[1] Egolfopoulos, F.N.; Hansen, N.; Ju, Y.; Kohse-Höinghaus, K.; Law, C.K.; Qi, F.: “Advances and challenges in laminar flame experiments and implications for combustion chemistry”, Prog. Energy Combust. Sci. 43 (2014) 36–67. doi:10.1016/j.pecs.2014.04.004.

[2] Nilsson, E.J.K.; Konnov, A.A.: “Flame Studies of Oxygenates”, in: F. Battin-Leclerc (Ed.), Clean. Combust. Green Energy Technol., London, 2013: pp. 231–280. doi:10.1007/978-1-4471-5307-8_10.

[3] Bosschaart, K.J.: “Analysis of the Heat Flux Method for Measuring Burning Velocities”, PhD. Thesis, Eindhoven University of Technology.

[4] De Goey, L.P.H.; van Maaren, A.; Quax, R.M.: “Stabilization of adiabatic premixed laminar flames on a flat flame burner”, Combustion Science Technology, Volume 92, pages 201–207.

[5] Konnov, A.A.; Meuwissen, R.J.; de Goey, L.P.H.: “The temperature dependence of the laminar burning velocity of ethanol flames”, Proceedings of the Combustion Institute, Volume 33, Issue 1, 2011, Pages 1011–1019

[6] Sileghem, L.; Alekseev, V.A.; Vancoillie, J.; Nilsson, E.J.K.; Verhelst, S.; Konnov, A.A.: “Laminar burning velocities of primary reference fuels and simple alcohols”, Fuel, Volume 115, January 2014, Pages 32–40

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Kohlenstaubverbrennung in Oxyfuel-Atmosphäre

Einfluss der Oxidatorzusammensetzung auf den Verbrennungsprozess

Dipl.-Wirt.-Ing. **J. Hees**, **D. Zabrodiec**, M. Sc., Dr. **A. Massmeyer**, Dr.-Ing. **O. Hatzfeld**, Dipl.-Ing. **M. Habermehl**, Prof. Dr.-Ing. **R. Kneer**, Lehrstuhl für Wärme und Stoffübertragung, RWTH Aachen University

Kurzfassung

Zur Untersuchung des Verbrennungsprozesses von festen und gasförmigen Brennstoffen in Oxyfuel-Atmosphäre steht am Lehrstuhl für Wärme- und Stoffübertragung der RWTH Aachen eine deckengefeuerte Versuchsanlage zur Verfügung, die auf einer Messebene insgesamt vier Öffnungen für optische und sonden-basierte Messtechniken bereitstellt. Ausgehend von einer Kohlenstaubflamme in Luft wurden zwei Oxyfuel-Flammen mit vergleichbaren Betriebsparametern bei einer thermischen Leistung von 60 kW_{th} hinsichtlich Gaszusammensetzung und Flammenstrukturen untersucht.

Bei der Kohlenstaubverbrennung in Oxyfuel-Atmosphäre führt die größere Wärmekapazität des Kohlendioxids, im Vergleich zu Stickstoff, zu verzögerter Zündung und einer verlängerten Flamme. Für diese Fälle wurde der Pyrolyse-Prozess in der Flamme anhand der lokalen Kohlenwasserstoff-Konzentrationen untersucht. Unterschiede konnten sowohl bei den maximalen Kohlenwasserstoff-Konzentrationen als auch bei den lokalen Konzentrationen der gemessenen Kohlenwasserstoffe gefunden werden.

1. Experimenteller Aufbau

Brennkammer und Brenner

Im Rahmen des SFB/ Transregio 129 steht zur Untersuchung des Oxyfuel-Prozesses am Lehrstuhl für Wärme- und Stoffübertragung eine Versuchsanlage zur Verfügung. Dabei handelt es sich um eine deckengefeuerte zylindrische Brennkammer mit einem lichten Durchmesser von 400 mm. Der Brenner wird in einem Brennerstein gehalten, dessen axiale Position innerhalb der Brennkammer mithilfe einer Traversiereinheit stufenlos verändert werden kann. Auf halber Höhe der Brennkammer befindet sich eine Messebene mit vier Öffnungen. Zwei dieser Öffnungen sind mit Quarzglasfenstern ausgestattet und ermöglichen so die Anwendung optischer Messtechniken. Durch die beiden anderen Zugänge können verschiedene Messsonden in die Brennkammer eingebracht werden. Der verwendete

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Kohlenstaub-Drallbrenner wurde in vorangegangenen Arbeiten speziell für die Oxyfuel-Verbrennung mit niedrigen O_2-Konzentrationen im Oxidator entwickelt [1].

Messtechnik

Lokale Gaszusammensetzungen wurden mittels Fourier-Transform-Infrarotspektroskopie (FTIR) bestimmt. Dazu wurde eine ölgekühlte Absaugsonde in die Brennkammer eingeführt. Ein kontinuierlicher Gasstrom von 50 l/h wurde lokal abgesaugt und durch beheizte Leitungen und Filter bis in die Gaszelle des FTIR-Spektrometers (GASMET DX-2000) geleitet. Neben den Hauptverbrennungsprodukten CO_2, CO und H_2O wurden die Konzentrationen von verschiedenen Kohlenwasserstoffen (CH_4, CH_4O, C_2H_2, C_2H_4, C_2H_4O, C_2H_6, C_3H_6, C_3H_8) bestimmt. Details zum Aufbau der Brennkammer, des Brenners und der eingesetzten Messtechnik finden sich in [2].

Untersucht wurden die lokalen Gaszusammensetzungen in Luft sowie in zwei verschiedenen Oxyfuel-Atmosphären:

1. Luft: Luft-Atmosphäre mit ca. 21 Vol.-% O_2, 79 Vol.-% N_2
2. Oxy21: Oxyfuel-Atmosphäre mit 21 Vol.-% O_2, 79 Vol.-% CO_2
3. Oxy25: Oxyfuel-Atmosphäre mit 25 Vol.-% O_2, 75 Vol.-% CO_2

Für alle drei Flammen wurden die thermische Leistung (60kWth), die lokalen und globalen Sauerstoff-Brennstoffverhältnisse(λ_{lokal}= 0,8 bzw. λ_{global}= 1,3) sowie der Primärstrom konstant gehalten.

2. Ergebnisse und Auswertung

Zur Analyse der Flammenstruktur kann zunächst CO betrachtet werden. Da CO ein Zwischenprodukt bei der Verbrennung ist, können Bereiche mit erhöhten Konzentrationen als Reaktionszonen bewertet werden. In Bild 1 sind die lokalen Konzentrations-messungen in einem Brennkammerraster interpoliert (auf 7 axialen Brennerabständen jeweils 7 radiale Positionen, siehe Linien), um die Flammenstrukturen deutlich zu machen.

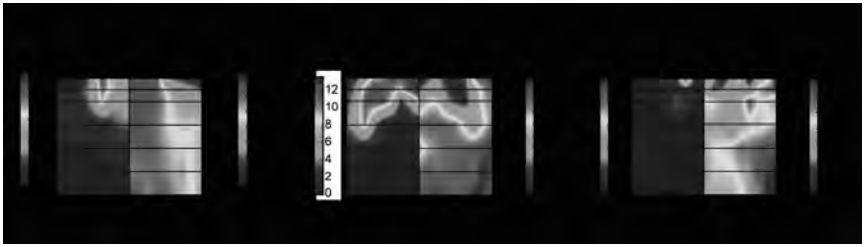


Bild 1: CO- und CO_2-Konzentrationen für Luft (links), Oxy21 (Mitte) und Oxy25 (rechts)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Während die Luftflamme und die Flamme im Oxy25-Fall ähnliche Ausmaße (Länge und Breite) haben, ist die Flamme bei Oxy21 länger und breiter; die Verbrennung ist verzögert. Auffällig sind auch die deutlich höheren CO-Konzentrationen für die beiden Oxyfuel-Fälle. Dabei sind die höchsten CO-Konzentrationen im Oxy25-Fall zu finden. Im Oxy21-Fall kann zwischen zwei Zonen unterschieden werden. Zum einen die Reaktionszone zwischen R= 50 und 170 mm und zum anderen eine innere Rezirkulationszone, was auch durch Messungen der Gasgeschwindigkeit gezeigt werden konnte [3]. Für den Oxy25- und den Luft-Fall liegt diese Zone oberhalb der obersten Messebene und damit außerhalb des messbaren Bereichs. Zudem liegt die Reaktionszone weiter innen. Dies wurde in einer früheren Studie bereits untersucht [4] und liegt hauptsächlich an dem verringerten Impulsstrom durch den Brenner.

Tabelle 1: maximale Kohlenwasserstoff-Konzentrationen in ppm

	Luft	Oxy21	Oxy25
Methan (CH_4)	0	153	326
Methanol (CH_4O)	1	47	12
Ethin (C_2H_2)	2	26	182
Ethen (C_2H_4)	2	221	110
Ethanal (C_2H_4O)	17	209	39
Ethan (C_2H_6)	5	50	3
Propen (C_3H_6)	10	185	54
Propan (C_3H_8)	2	36	5

Neben CO und CO_2 wurden auch Kohlenwasserstoff-Konzentrationen bestimmt. Beim Vergleich der maximalen lokalen Kohlen-wasserstoff-Konzentrationen (siehe Tabelle 1) bei Oxy21 und Oxy25 bei einer Erhöhung des Sauerstoffanteils im Oxidator ist ein klarer Trend hin zu kurzkettigen Kohlenwasserstoffen zu beobachten. Dagegen sind im Luft-Fall kaum Kohlenwasserstoffe zu finden. Dies kann vermutlich ebenfalls auf höhere lokale Temperaturen zurückgeführt werden, die eine schnellere Zerstörung von schwachen Verbindungen und damit den Zerfall in kleinere Ketten bewirkt.

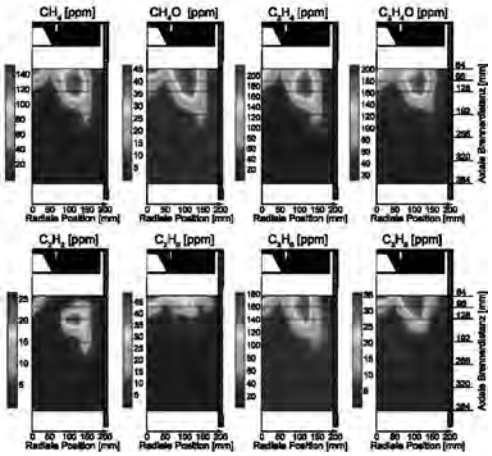


Bild 2: lokale Kohlenwasserstoff-Konzentrationen bei Oxy21

In Bild 2 sind die lokalen Konzentrationen der verschiedenen Kohlenwasserstoffe für den Oxy21-Fall gezeigt. Die Kohlenwasserstoffe sind dabei ausschließlich innerhalb der zwei Zonen (Reaktions- und

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Rezirkulationszone) zu finden.

3 Fazit

Mittels systematischer und detaillierter Messungen der lokalen Gaskonzentrationen konnten deutliche Unterschiede zwischen Luftflamme und Oxyfuel-Flamme sowie zwischen den beiden Oxyfuel-Flammen mit unterschiedlichen O_2-Konzentrationen im Oxidator gezeigt werden. Während im Oxy21-Fall die Verbrennung verzögert abläuft und dadurch die Flamme deutlich länger ist, sind die Flammenstrukturen in Luft und in Oxy25 vergleichbar. Allerdings ist dabei zu beachten, dass die CO-Konzentrationen im Oxy25-Fall jene des Luft-Falls um den Faktor 10 übersteigen. Weiterhin unterscheiden sich die lokalen und die maximalen Kohlenwasserstoff-Konzentrationen der drei untersuchten Fälle. In den Oxyfuel-Flammen konnten weit höhere Konzentrationen gemessen werden, wobei eine Erhöhung des Sauerstoffgehalts im Oxidator zu einer Verschiebung der Kohlenwasserstoff-Konzentrationen hin zu kurzkettigen Verbindungen führt. Die genauen Ursachen der lokalen Kohlenwasserstoff-Konzentrationen sind noch nicht vollständig geklärt und bedürfen daher weiterer Untersuchungen.

Danksagung

Diese Arbeit wurde von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsbereichs/Transregio 129 „Oxyflame“ gefördert. Die Autoren möchten weiterhin der RWE Power AG für die Bereitstellung des verwendeten Festbrennstoffs danken.

Literaturverzeichnis

[1] Toporov D. , Bocian P., Heil P., Kellermann A., Stadler H., Tschunko S., Förster M., Kneer R., Detailed investigation of a pulverized fuel swirl flame in CO2/O2 atmosphere, Combustion and Flame, Volume 155 (4) (2008) 605-618.

[2] Hees, J., Zabrodiec, D., Maßmeyer, A., Pielsticker, S., Gövert, B., Habermehl, M., Hatzfeld, O., Kneer, R., Detailed analyzes of pulverized coal swirl flames in oxy-fuel atmospheres, Combustion and Flame 172 (2016) 289–301.

[3] Zabrodiec, D., Becker, L. G., Maßmeyer, A., Hees, J., Habermehl, M., Hatzfeld, O., Dreizler, A., Kneer, R., Detailed Analysis of the velocity fields from 60 kW swirl-stabilized Coal Flames in CO_2/O_2 and N_2/O_2 Atmospheres by means of LDV and PIV, Combustion Science and Technology, im Druck.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[4] Hees, J., Zabrodiec, D., Maßmeyer, A., Habermehl, M., Kneer, R., Experimental Investigation and Comparison of Pulverized Coal Combustion in CO_2/O_2- and N_2/O_2-Atmospheres, Flow Turbulence and Combustion 96 (2) (2015) 417–431.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Numerische Simulation für die Implementierung der Pyrolyse und der Verbrennung während der Recycling von Aluminiumschrotten
Numerical approach for the implementation of the interaction of pyrolysis gases and combustion products

Rukiye Gültekin, **Antje Rückert**, **Herbert Pfeifer**,
Institut für Industrieofenbau und Wärmetechnik der RWTH Aachen

Kurzfassung

Im Rahmen des Projektes P5 in dem Forschungscluster Advanced Metals and Processes (AMAP) wurde das Computational Fluid Dynamics (CFD) Model für einen Aluminium Schmelzofen generiert, mit dem Ziel ein besseres Verständnis des Schmelzprozesses insbesondere der organisch kontaminierten Aluminiumschrotte zu erlangen. Dabei wurden Daten zur Charakterisierung des Prozesses durch vielzählige Labor- sowie Industrieversuche gesammelt und in das CFD- Modell eines Einkammerofens eingebunden. Des Weiteren war die Modellierung der möglichen Verbrennungszustände von konventioneller bis hin zu flammloser Verbrennung und zusätzlich die Freisetzung von Pyrolysegasen in das Model einzubeziehen.

1. Einleitung

Die Herstellung von Aluminiumprodukten ist mit einem hohen Energieaufwand von 174 GJ/t verbunden [2], während nur 5- 8 % dieser Energie für das Wiedereinschmelzen, Recycling, erforderlich ist. Der Großteil Aluminiumschrotte sind bedingt durch Lacke und Schmiermittel mit organischem Anteil behaftet. Der Schmelzprozess ohne Vorbehandlung dieser Schrotte, geht mit einer unkontrollierten Freisetzung gasförmiger Kohlenwasserstoffe bedingt durch die Kontamination einher. Zum einen führen diese Gase zur vermehrten Krätzebildung und somit zu einem beträchtlichen Anteil an Metallverlusten, zum anderen könnten diese Gase kontrolliert verbrannt einen nutzbaren Energieeintrag leisten. Ein Simulationsmodell soll die als Grundlage für ein besseres Verständnis der Prozessabläufe und darüber hinaus Optimierung des Schmelzprozesses dienen.

2. Flammenlose Verbrennung

Eine verdünnte Reaktionszone erzeugt durch starke interne Rezirkulation der Abgase verhindert die Ausbildung einer Flamme. Die Flammlose Verbrennung ist in der Literatur als High Temperature Air Combustion (HITAC) [4], Moderate and Intense Low Oxygen Dilution

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

(MILD) [1] und Flameless Oxidation (FLOX) [5] bekannt. Die verdünnte Reaktion im gesamten Brennraumvolumen ermöglicht eine homogene Temperaturverteilung. Die Vermeidung einer Flammenfront resultiert in stark verminderten thermischen Stickstoffoxiden.

3. Schmelzprozess im Referenzofen

Der Referenzofen ist ein Laborofen im Pilotmaßstab (Abbildung 1) mit einer Beladungskapazität von 120 kg und einem Brenner, welcher auch im flammlosen Betrieb operieren kann. Die maximale Feuerungsleistung des Brenners Beträgt 80 kW, ein optischer Zugang in der Tür ermöglicht das visuelle Kontrollieren des jeweiligen Verbrennungsmodus.

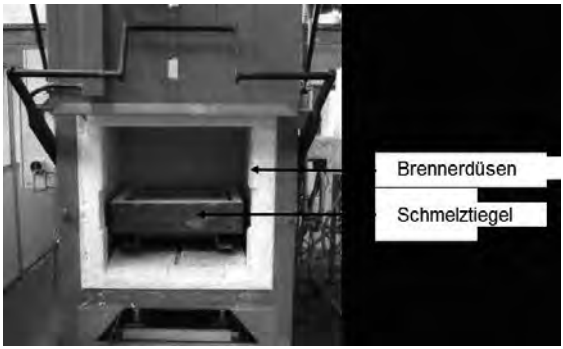


Bild 1: CFD Model Referenz pilot-scale Laborofen

Der Laborofen ist mit mehreren Thermoelementen ausgestattet, welche sowohl in der feuerfesten Ausmauerung als auch im Tiegel und an der Decke montiert sind, und eine kontinuierliche Messung der Temperaturen während des Schmelzvorgangs ermöglichen. Der Brenner besteht aus einem Rohr-in-Rohr System für Brenngas- und Sauerstoffzufuhr und mit jeweils einer O_2- Lanze auf beiden Seiten. Im konventionellen Verbrennungsmodus werden die Lanzen nicht aktiviert und der Sauerstoff wird durch das zentrale O_2-Düse zugeführt. Das Erreichen der flammlosen Verbrennung wird durch die vollständige O_2 Zufuhr über die Lanzen umgesetzt. Der Schmelzprozess startet mit dem Beladen des Einkammerofens und das Aufwärmen des paketierten Aluminiumdosen-Schrottes. Je nach vorliegender Ofenraum-Temperatur werden die Brenner entweder im konventionellen Flammen-Modus oder mit flammloser Oxidation betrieben. Bei 100 °C verdampfen die in dem Paket enthaltenen Flüssigkeiten und ab 300 °C starten die Pyrolyse Reaktionen und somit das Freiwerden der lang- und kurzkettigen Kohlenwasserstoffe. Am Ende der Erwärmungsphase folgt der Übergang vom festen zum flüssigen Aluminium. Vor dem Abguss wird das geschmolzene

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Aluminium in einer Haltephase auf Temperatur gehalten. Hierbei wird der Flammenmodus bevorzugt.

4. Räumliche Diskretisierung

Für die Vernetzung wurde das ICEM Meshig Software verwendet. In der Abbildung 2 ist die Geometrie, sowie die Vernetzung der festen Bestandteile des Referenzofens und des Brenners zu sehen. Das Rohr in Rohr System und die auf beiden Seiten vorhandene Lanzen sind ohne Vereinfachung erstellt und vernetzt worden.

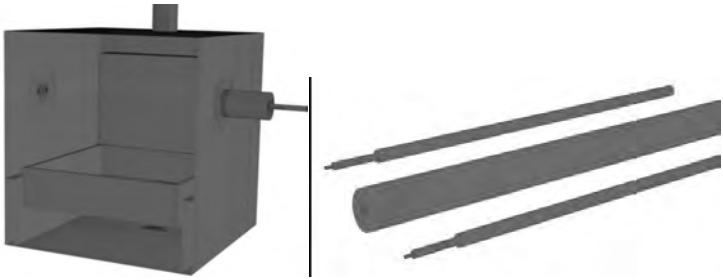


Bild 2: Geometrie und Vernetzung des Referenzofens und des Brenners

Eine geometrische Vereinfachung wurde nicht vorgenommen, um eine realistische Strömungsberechnungen im Ofenraum zu gewährleisten. Die Brennerlanzen zur beiden Seiten der Hauptdüsen haben einen minimalen Durchmesser von 1,75 mm, wodurch eine feine Auflösung an dieser Stelle zwingend notwendig war (Abbildung 3).

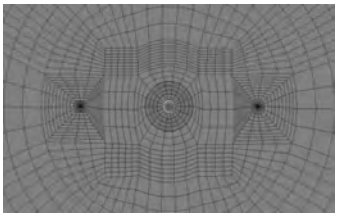


Bild 3: Vernetzung an den Brennerdüsen

Während der Warmhaltephase liegt das Einsatzmaterial bereits als Flüssiges Aluminium mit einer Krätze Schicht vor. Eine Teilung des Tiegelvolumens in Flüssig- und Krätzeanteil ist der Abbildung 4 zu entnehmen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 4: Aluminium und Krätze im Tiegelvolumen während der Warmhaltephase

5. Modellierungsansätze

Das Ziel, die grundlegenden Mechanismen während des Wiedereinschmelzens in das CFD Modell einzubinden, geht mit großer Komplexität einher. Der Prozess in Teilsegmente unterteilt, um die in erster Näherung sequenziell auftretenden Phänomene nur in der jeweils relevanten Prozessphase mit zu berechnen. Die einzelnen Prozess-Sequenzen sowie die zugehörigen Merkmale sind in der Tabelle 1 aufgelistet.

Tabelle 1: Sequenzen des Einschmelzvorgangs

Sequenzen	**Sequenz 1**	**Sequenz 2**	**Sequenz 3**
Temperatur	T ≤ 1000 K	T > 1000 K	
Zeitliche Diskretisierung	Transient	Stationär	Stationär
Verbrennung	Konventionelle	Flammenlose	Konventionelle
Phänomene	Verdampfung, Pyrolyse		Mit/ ohne Krätzeschicht
Tiegelmaterial	Feste Charge	Flüssiges Material	Flüssiges Material

Für die numerischen Simulationen wurde das kommerzielle CFD Programm ANSYS Fluent 16.5 verwendet. Das Verbrennungsmodell erforderte eine gesonderte Beachtung. Eine stark verdünnte Reaktionszone ist mit den in Fluent zur Verfügung stehenden Reaktions-mechanismen nicht umsetzbar weshalb vorerst eine detailliertere Reaktionskinetik Gri-Mech 3.0 [3] verwendet wurde. Eine Optimierung der Rechenzeit konnte mit der Reduzierung der Reaktionskinetik erreicht werden. In Betracht gezogene Reaktionsmechanismen sind in der Tabelle 2 aufgelistet.

Tabelle 2: Sequenzen des Einschmelzvorgangs

Mechanismen	**Verbrennungsgas**	**NOx**	**Anzahl der Spezies**	**Anzahl der Reaktionen**
GRI-Mech 3.0	Natural Gas	Ja	53	325
GRI 1.2	Natural Gas	Nein	32	177
DRM19	Natural Gas	Nein	19	84
DRM22	Natural Gas	Nein	22	104
4-step-methane	Methane	Nein	6	4

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Für die Modellierung der Strahlung ist das Discrete Ordinates (DO) Model ausgesucht worden. Die charakteristischen Eigenschaften der pakettierten Aluminiumdosen-Schrotte (Dichte, Porosität, Kohlenstoffanteil), der Krätze (Bildungsmechanismen, Prozessparameter und -abhängigkeiten, Dichte) und der in Abhängigkeit der Temperatur freiwerdenden Pyrolysegase (Zusammensetzung, Menge, zeitlicher Anfall) sind in Zusammenarbeit mit den Projektpartnern im Rahmen des AMAP Projektes P5 ermittelt und als eine interne Datenbank für das CFD Model dokumentiert worden. Diese Werte dienten als Eingangsgrößen für das CFD Modell des betrachteten Einkammerofens. Abbildung 5 zeigt exemplarisch die freiwerdenden Gase während eines Pyrolyse Versuchs. Die Freigabe der Pyrolysegase wird dabei über eine User Defined Function (UDF) als temperaturabhängige Massenquelle realisiert.

6. Ergebnisse und Validierung

Exemplarische Validierungsergebnisse verdeutlichen die Korrelation zwischen der Modellierung und den gemessenen Werten. Die simulierte Temperaturverteilung auf der mittleren Ebene des Ofens während der Sequenz 2 zeigte einen Temperaturabfall auf der Höhe der Brenners, Abbildung 5 (links). Diese Auffälligkeit wurde während Absaugpyrometer-Messungen, bei denen das Pyrometer mit einem zeitlichen Abstand von 5 min um 0,05 m abwärts verfahren wurde, auch detektiert (Abbildung 5 (rechts)).

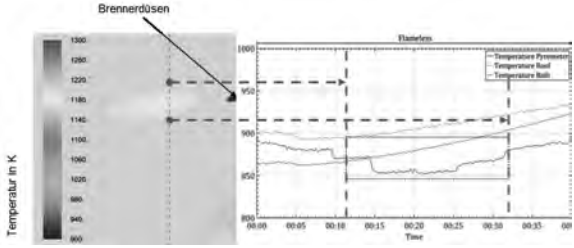


Bild 5: Berechnete und gemessene Temperatur in der Mitteleben im Ofen

Weiterhin verdeutlicht ist die Abweichung des Temperaturprofils je nach Verbrennungsmodus, dass der Einsatz richtiger Reaktionskinetik die akkurate Abbildung beider Verbrennungsformen ermöglicht, Abbildung 6.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

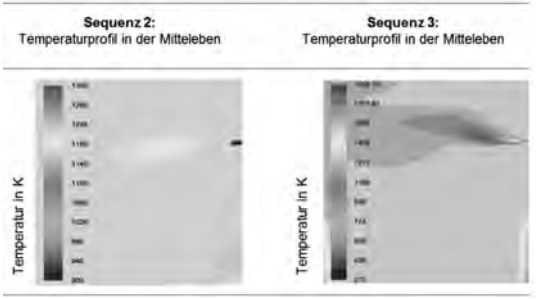


Bild 5: Temperaturprofile in Sequenz 2 und 3

[1] **Cavaliere, A.; de Joannon, M.:** MILD combustion, Prog. Energy Combust. Sci. Vol. 30(4) (2004), pp. 329–366

[2] **Schlesinger, M. E.:** Aluminum Recycling, Second Edition, CRC Press, 2013

[3] Smith, G. P.; Golden, D. M.; Frenklach, M.; Moriarty, N. W.; Eiteneer, B.; Goldenberg, M.; Bowman, C. T.; Hanson, R. K.; Song, S.; Gardiner, W. C.; Lissianski, J., Vitali V.; Qin, Z.: GRI_Mech, URL: http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/

[4] Tsuji, H.; Gupta, A. K.; Hasegawa, T.; Katsuki, M.; Kishinoto, K.; Morita, M.: High Temperature Air Combustion, CRC Press, New York, 2003

[5] **Wünning, J. G.:** Flameless combustion and its applications (2006)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Einbindung der Simulation in die Entwicklung eines staubbeladenen Verbrennungsreaktors hinsichtlich Brenner und Reaktordesign.

DI **F. Edler**, K1-MET GmbH, Linz, Österreich;
Dr. **B. Geier**, K1-MET GmbH, Linz, Österreich;
W. Reiter B. Sc., K1-MET GmbH, Linz, Österreich;
Dr. **J. Rieger**, K1-MET GmbH, Linz, Österreich;
Dr. **C. Spijker**, Montanuniversität, Leoben, Österreich;
Univ.-Prof. DI Dr. **H. Raupenstrauch**, Montanuniversität, Leoben, Österreich.

Kurzfassung

Im Bereich der Stahlerzeugung fallen als Reststoff Stäube mit unterschiedlichen Zinkgehalten zwischen 5 Gew.-% und 15 Gew.-% an. Im Hinblick auf eine Abfallvermeidung und eine nachhaltige Rohstoffsicherung wurde im Rahmen des geförderten COMET Programms K1-MET (COMET = Competence Center for Excellent Technologies der Österreichischen Forschungsförderungsgesellschaft m.b.H., kurz FFG) der RecoDust-Prozess entwickelt. Aufbauend auf einer Versuchsanlage im Pilotmaßstab (= Flash-Reaktor), welche am Lehrstuhl für Thermoprozesstechnik (TPT) der Montanuniversität Leoben (MUL) betrieben wird, befindet sich das Projekt derzeit in der Scale up-Phase. Dabei wird der Flash-Reaktor mittels CFD-Studien (CFD = Computational Fluid Dynamics) weiterentwickelt. Die Simulation unterstützt die Entwicklung hinsichtlich Brennerwahl und Reaktordesign. Wichtige Prozessparameter sind Partikelgröße und -zusammensetzung, deren Verweilzeit, der Partikelaustrag aus dem Reaktor sowie die Gaszusammensetzung und -temperatur. Daneben wird das Strömungsfeld beschrieben. Für die Durchführung von Fallstudien wurde ein Simulationskonzept erstellt, das die Modellierung der Verbrennung und der Partikelströmung innerhalb kurzer Rechenzeiten ermöglicht. Auf Basis eines OpenFOAM v2.4 „Flamelet model“ [1] wurde ein „Flamelet equilibrium hybrid model“ entwickelt mit integrierten transienten „Thermo parcels“. Das Flamelet-Modell basiert jedoch nur auf der Annahme eines vereinfachten stationären chemischen Gleichgewichts und erlaubt keine Beschreibung der detaillierten chemischen Interaktion der dispersen Phase (= Staubpartikel) mit der kontinuierlichen Phase (= Prozessgas im Reaktor). Nur einige ausgewählte Fälle werden einer detailchemischen Berechnung unter Anwendung eines adaptierten Simulationssetups unterzogen. Die Ergebnisse der stationären Simulationen werden mit realen Messungen an der Versuchsanlage verglichen und sind entscheidend für die weitere

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Versuchsplanung und die endgültige Wahl der Brennergeometrie für die neu ausgelegte Anlage.

1. Das Reco-Dust-Verfahren

In der eisen- und stahlerzeugenden Industrie fallen erhebliche Mengen an Rückständen wie Schlacken, Stäube und Schlämme an. Pro Tonne produziertem Stahl entstehen zwischen 15 kg und 22 kg Staub, die, neben einem hohen Eisengehalt, je nach Prozessroute niedrige bis hohe Gehalte an Zink (Zn) aufweisen. Das Zn im Staub stammt aus Schrott (in Form von verzinkten Karosserieblechteilen), der im Linz-Donawitz-Prozess (LD) bzw. Elektrolichtbogen-ofen (= EAF, Abkürzung steht für Electric Arc Furnace) eingesetzt wird. Aufgrund der stetig steigenden ökonomischen und ökologischen Anforderungen an die Stahlhersteller ist es notwendig, die in den Stäuben enthaltenen Wertkomponenten Eisen (Fe) und Zn zurückzugewinnen. Dies wird mit Hilfe des RecoDust-Prozesses ermöglicht. Dabei wird der Staub in einem Verbrennungsreaktor mit einer Erdgas-Sauerstoffflamme unter reduzierender Atmosphäre pyrometallurgisch behandelt. Die flüssige Fe-reiche Schlacke sammelt sich am Boden des Reaktors. Das im Staub enthaltene Zinkoxid (ZnO) wird im Reaktor zu elementarem Zn reduziert und geht in die Gasphase über. Im anschließenden Konverter wird das Zn wieder zum ZnO oxidiert. Mithilfe einer Quenche (Wassereindüsung) wird das Abgas abgekühlt und der mitgerissene ZnO-Staub wird in einem Tuchfilter abgeschieden. Derzeit wird in einem Scale-Up das Konzept der bei MUL-TPT betriebenen Versuchsanlage für eine Erhöhung der eingesetzten Staubmenge auf 1000 kg/h weiterentwickelt (momentaner maximaler Durchsatz 300 kg/h). Die Erstellung der Geometrie des direkt befeuerten Staubreaktors wird mittels CFD-Rechnungen unterstützt. Im Zuge dessen werden Varianten des Brennersystems im Zusammenhang mit der Reaktorgeometrie erstellt und auf ihre Tauglichkeit für das neue Anlagenkonzept überprüft. Aufgrund der Vielzahl an Geometrievarianten wird ein Berechnungsmodell entwickelt, welches möglichst kurze Rechnungszeiten induziert.

2. Simulationskonzept

Im Fokus der der CFD-unterstützten Entwicklungsarbeiten steht der direkt befeuerte Staubreaktor. Die Simulationen basieren auf einer Erdgas-Sauerstoff-Verbrennung im unterstöchiometrischen Bereich (Luftüberschusszahl $\lambda < 1$). Die wichtigsten Prozessparameter sind die Partikelzusammensetzung sowie deren Verweilzeit und der Partikelaustrag aus dem Reaktor. Das Simulationskonzept (siehe folgendes Bild 01) soll die Entwicklungsarbeit hinsichtlich der Studien des Reaktordesigns unterstützen wobei

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

vereinfachte bis hin zu detaillierten Fallstudien gerechnet werden können. Das Simulationskonzept besteht grundsätzlich aus zwei Blöcken, wobei Block A die Planung der Versuchskampagnen mit der RecoDust-Anlage und der Simulationsplanung unterstützen und Block B die Designstudien beinhalten:

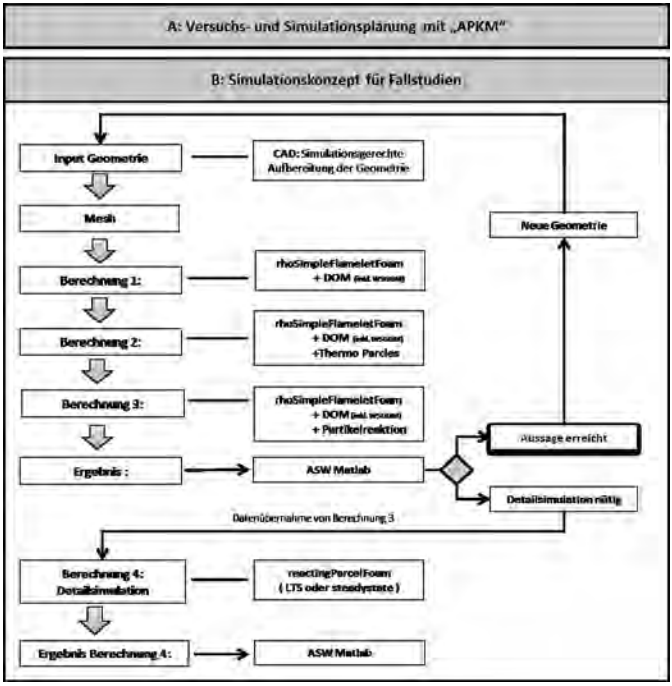


Bild 01: Schematische Darstellung des Konzepts zur Simulation der Flash-Reaktor Geometrievarianten.

Block A - Versuchs- und Simulationsplanung mit dem „Atmosphere particle kinetic model" (kurz APKM [2], Ergebnisse siehe linker Teil in folgendem Bild 02). Das APKM dient zur Betrachtung der Partikelkinetik in Abhängigkeit der Partikelverweilzeit im Reaktor und λ.

Block B - Simulationskonzept für Fallstudien: Das Simulationssetup beschreibt eine nicht-vorgemischte Verbrennung mit Flamelet-Ansatz und angenommener Gleichgewichtschemie. Zur Erstellung der Flamelets wurden die Routine von Holzmann [3] sowie das Flamelet-Modell von Couci [4] verwendet. Für den geschlossenen Reaktor wurde basierend auf den Arbeiten von Spijker [5], das Discrete Ordinates (DO) Strahlungsmodell ausgewählt [6]. Zur

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Berücksichtigung der Absorption der Gasphasenkomponenten wurde der weighted-sum-of-gray-gases-model Ansatz in den Solver implementiert [7]. Für die Beschreibung der Feststoffpartikel wurde der Solver mit einer Lagrangian Phase erweitert.

3. Aktueller Stand der Simulationsergebnisse

Ein Simulationsrun besteht aus mehreren hintereinander ablaufenden Sequenzen. Teil 1 liefert das Temperatur- und Strömungsfeld im Reaktor. Die Ergebnisse werden in den nachfolgenden zweiten Berechnungsschritt implementiert. Hier werden die Partikel als „Thermo Parcels“ initialisiert. Diese „Thermo Parcels“ berücksichtigen aber noch keine Umsetzung der Staubpartikel mit der Gasphase, da die diese in das APKM ausgelagert sind. Die Ergebnisse werden in folgendem Bild 02 dargestellt. Das linke Teilbild zeigt die Ergebnisse des APKM d.h. die Veränderung der Massenanteile der Partikelkomponenten in Abhängigkeit der Verweilzeit im Reaktor bei einem Spitzenwert der Gastemperatur von 2100 °C und einem Wert für λ von 0,8. Das rechte Teilbild zeigt die Partikel im Flash-Reaktor, es zeigt wie sich die Partikel nach ihrem Durchmesser im Reaktorraum verteilen. Die Ergebnisse der Fallstudien dienen zur ersten Bewertung der Reaktorgeometrie hinsichtlich des Partikelaustrags und der Verweilzeit.

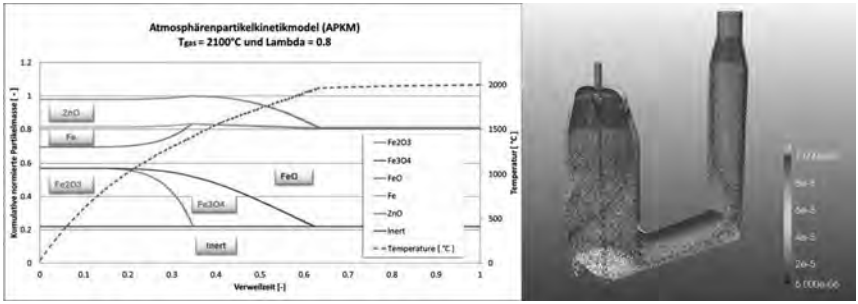


Bild 02: Ergebnisse der Flash-Reaktorsimulation; Bild links: Ergebnisse des „APKM“; Bild rechts: Partikelverteilung im Flash-Reaktor Farbskala entspricht Durchmesser [m].

4. Ausblick auf die weitere Entwicklung des Simulationskonzepts

Die Implementierung der ersten beiden Sequenzen ist abgeschlossen. Derzeit wird an der Umsetzung der letzten beiden Schritte gearbeitet. Im dritten Teilschritt des Berechnungsmodells werden reaktive Partikel im Flamelet-Modell implementiert. Somit kann die Kinetik der Partikelumsetzung betrachtet werden. Die Zwischenergebnisse der Berechnungsschritte 1 bis 3 werden in die letzte Simulationssequenz implementiert, in der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

die Verbrennungsreaktion mithilfe des OpenFoam „Partially stirred reactor model solver“ beschrieben wird. Somit kann letztendlich die Verflüchtigung von Komponenten aus der diskreten Feststoffphase in die kontinuierliche Gasphase modelliert werden. Die diskrete Phase wird durch transiente „Reacting Parcels“ berücksichtigt. Durch die getrennt ablaufende Berechnung von Strömung, Energiefreisetzung sowie der Gas-Feststoff-Interaktion können die Simulationsstudien mit geringerem Rechenaufwand durchgeführt werden. Die Ergebnisse der Simulationsberechnungen werden mit Versuchskampagnen an der RecoDust-Pilotanlage verglichen, um die Eignung der berechneten Trends für das Scale-Up zu prüfen.

5. Danksagung

Das Forschungsprogramm des Competence Center for Excellent Technologies in “Advanced Metalurgical and Environmental Process Development” (K1-MET) wird im Rahmen des österreichischen Kompetenzzentren-Programms COMET (Competence Center for Excellent Technologies) mit Mitteln des Bundesministeriums für Verkehr, Innovation und Technologie, des Bundesministeriums für Wirtschaft, Familie und Jugend, der Länder Oberösterreich, Steiermark und Tirol sowie der steirischen Wirtschaftsförderungsges.m.b.H. gefördert.

6. Literaturverzeichnis

[1] OpenFOAM : " http://www.openfoam.com/ ". [implemented into the manuscript on April 11th, 2017].

[2] Edler F.: "Development of an atmosphere particle kinetic model for particle reactions in a combustion Flash-Reactor using CFD- methods.", Elsevier Energy Procedia, „Article in press“, 2017.

[3] Holzmann T.: "www.holzmann-cfd.de," [Online]. Available: http://www.holzmann-cfd.de/index.php/de/flamelet-model/14-development. [implemented into the manuscript on April 11th, 2017Accessed 11 04 2017].

[4] Cuoci A., Frassoldati A., Faravelli T., Ranzi E.: libOpenSMOKE, User-Guide, 2012.

[5] Spijker C.: „Unsteady Laminar Flamelet Modellierung zur Beschreibung von Mündungsmischbrennern“, Masterarbeit, Montanu Universität Leoben, Leoben, 2010.

[6] Thynell S.: “Discrete-ordinates method in radiative heat transfer”, International Journal of Engineering Science, Volume 36, Issues 12–14, pp. 1651-1675, 1998.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[7] Barlow R. S., Karpetis A. N., Frank A. N., J. H., Chen J.-Y.:, „Scalar profiles and NO formation in laminar opposed-flow partially premixed methane/air flames“, J.-Y., Combustion and. Flame, Volume 127, Issue 3, pp.: 2102-2118, 2001.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Numerische Untersuchungen der inneren Vorgänge für Lykopodiumpartikel während einer Staubdeflagration

Dipl. Ing. Dr. mont. **C. Spijker**, Montanuniversität, Leoben;
Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. **H. Raupenstrauch**, Montanuniversität, Leoben;

1. Kurzfassung

Staubdeflagrationen gehören zu den relativ schnell ablaufenden Prozessen und werden meist durch Pyrolyseansätze unter Vernachlässigung der Gradienten im Inneren des Partikels beschrieben. In dieser Arbeit wurde anhand von Lykopodium mittels drei CFD (Computational Fluid Dynamics) Modellen untersucht, welche Vorgänge in diesen Partikeln stattfinden und deren Einfluss analysiert. Im ersten Schritt wurde die Flamme der Staubdeflagration über einen für Stäube modifizierten Flammengeschwindigkeitsansatz beschrieben. Die Evaluierung des Modells erfolgte gegen Experimente in einem vertikalen Rohr anhand der Flammenposition und der Flammentemperatur. Diese Ergebnisse wurden anschließend einem Postprocessing unterzogen, welches die Temperaturen und Konzentrationen in der Zelle von Leitpartikeln bestimmt und Stoff- und Wärmeüberganskoeffizienten berechnet. Die erfassten Daten werden anschließend an ein Einzelpartikelmodell übergeben, welches die Pyrolysevorgänge im Partikel räumlich aufgelöst beschreibt.

1. Modellierung der Staubdeflagration

1.1 Modelbeschreibung

Der von Spijker [1] publizierte Flammengeschwindigkeitsansatz wurde zur Beschreibung der Staubdeflagration verwendet. Dieser bietet den Vorteil, dass er auf laminare Flammengeschwindigkeiten aus Messungen zurückgreift, bei welcher die Transporteffekte auf Partikelebene mit erfasst werden. Diese laminaren Flammengeschwindigkeiten wurden für Lykopodium über den gesamten zündfähigen Konzentrationsbereich nach der Methode von Dahoe [2] in der 20 Liter SIWEK Apparatur bestimmt. Über eine Massen- und Energiebilanz der 20 Liter SIWEK Apparatur ließ sich auch der verbrannte Massenanteil an Lykopodium bestimmen. Der Fortschritt der Flammenfront wird hierbei durch einen modifizierten Ansatz nach Zimont und Lipatnikov [3] beschrieben.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Die Staubbewegung wurde durch einen Euler-Euler Ansatz modelliert, hierbei wurde der Impulsaustausch zwischen der Gas- und Partikelphase über den von Syamlal [4] publizierten Ansatz auf Basis von Schiller Nauman [5] Wiederstandskoeffizienten implementiert. Die Beschreibung der Granularen Temperatur und des Granularen Drucks erfolgt nach dem analytischen Modell von Syamlal [6]. Es wurde für jede Phase eine eigene Energieerhaltungsgleichung implementiert, wobei der Quellterm für die Verbrennung in die Gleichung der Gasphase implementiert wurde, da bei der Deflagration von organischen Stäuben die größte Energiefreisetzung durch die Oxidation der vom Staub freigesetzten Pyrolysegase erfolgt. Der Energieaustausch zwischen den Phasen wird durch den Ansatz von Ranz-Marshall [5] beschrieben. Die Modellierung der Turbulenz erfolgt mittels des Standard k-ε Models, wobei ein zusätzlicher Quellterm für die turbulente kinetische Energie durch die Relativbewegung der Partikelphase nach Crowe [7] implementiert wurde.

1.2 Evaluierung des Modells

Zur Evaluierung des Models wurden die Messungen von Kern [8] verwendet, welcher Deflagrationen von Lykopodium in einer vertikalen Rohrapparatur untersuchte. Wieser [9] führte in der Apparatur von Kern [8] Temperaturmessungen mittels der die Auswertung des transienten Aufheizverhaltens von Thermoelementen in verschiedenen Höhen durch.

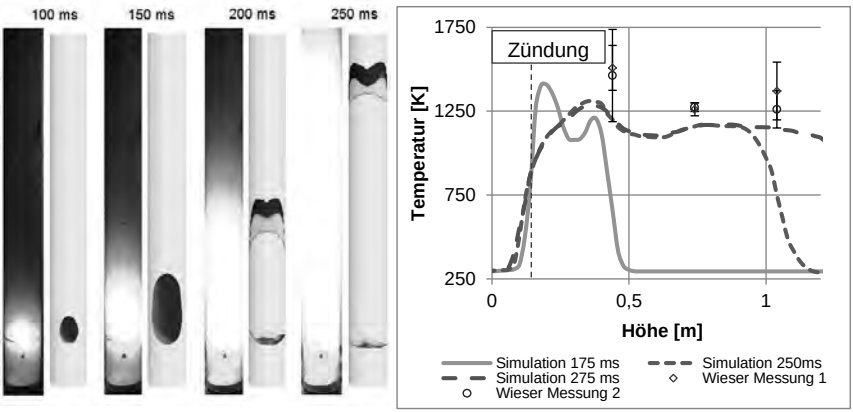


Bild 1: Vergleich der Flammenfront von Kern [8] und der Flammentemperatur von Wieser [9] und den Simulationsdaten.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Wie in Bild 1 ersichtlich, ergibt sich eine sehr gute Übereinstimmung der Position der Flammenfront zwischen der Simulation und dem Experiment von Kern [8]. Die Messungen von Wieser [9] zeigen denselben Trend der Flammentemperatur, liefern jedoch höhere Werte als in der Simulation. Die Auswerteroutine, welche Wieser [9] verwendete tendiert mathematisch zum Überschätzen der Temperaturen. Des Weiteren würde sich bei den gemessenen Temperaturen die Flamme schneller ausdehnen als von Kern [8] beobachtet.

2. Postprocessing

Durch die Bewegung der Partikel ändern diese Ihre Position, um jedoch die Temperatur und Gasphasenzusammensetzung in der Zelle um ein Partikel sowie die Relativgeschwindigkeit zu erfassen, muss dessen Position bekannt sein. Daher wurden für das Postprocessing lagrange Partikel mit Einwegkopplung verwendet. Hier muss eine Einwegkopplung verwendet werden, da der Impulsaustausch auf die Gasphase schon durch die partikuläre Eulerphase beschrieben wurde. Mit Hilfe dieser Daten werden die Stoff- und Wärmeübergangskoeffizienten berechnet, um die Randbedingungen für das Einzelpartikelmodell abzubilden.

3. Einzelpartikelmodell

3.1 Modellaufbau

Das Einzelpartikel besteht aus zwei Eulerphasen, eine nicht mobile Phase, welche Wasser, Öl, Lignin, Asche und Koks beinhalten kann und einer mobilen Gasphase. Die Bewegung der Gasphase durch die Poren des Partikels wird durch eine transiente Betrachtung der Carmann Kozeny [10] Gleichung abgebildet, wobei der Porendurchmesser über den Phasenanteil der Gasphase beschrieben wird. Für jeden Stoff der Gasphase wird eine transiente Erhaltungsgleichung gelöst, welche den konvektiven Transport, den effektiven diffusiven Transport und die Reaktionsquellterme beinhaltet. In der nicht mobilen Phase wird nur die zeitliche Änderung der Massen in dieser Phase betrachtet. Das Modell beinhaltet die Verdunstung von Wasser in Porenstrukturen nach Simpson [11], die Verdunstung des Öls in den Poren, die primäre Pyrolyse nach Rummer [12], die sekundäre Pyrolyse nach Rath [13], die Koksreaktionen nach Wang und Kinoshita [14] sowie die homogenen Reaktionen nach Jones-Linstedt [15] und Pollhammer [16]. Aufgrund der großen volumsspezifischen Austauschflächen wird nur eine Energieerhaltungsgleichung für beide Phasen gelöst. Dieses Modell wurde anhand der Kerntemperatur- und Masseverlustmessungen von Rummer [12] bei Ofenraumtemperaturen von 150°C und 770°C anhand von feuchten Fichtenholzpartikeln,

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

mit guter Übereinstimmung evaluiert. Die kinetischen Daten für Lykopodium wurden auf Basis eine Simultanthermoanalyse mit FTIR Gasanalyse von Kittinger [17] bestimmt.

3.2 Ergebnisse

Mit Hilfe des Einzelpartikelmodells wurden die in Tabelle 1 angeführten Geometrien für zwei verschiede Positionen zum Zündzeitpunk untersucht. Zu Beginn beschreiben alle Geometrien Masse und Zusammensetzung von 52 Gew.-% Lignin, 45 Gew.-% Öl und 3 Gew.-% Asche. Typ 1 bildet den Stoff- und Wärmetransport immer vom Zellmittelpunkt zur Oberfläche ab. Dadurch ergeben sich geringere Verdunstungsraten an Öl zu Beginn und Höher gegen Ende der Verdunstung. Die Verdunstung des Öls ist bei diesem Typ um 12 % früher abgeschlossen als bei Typ 2 oder 3. Diese zeigen während der Verdunstung ein identes Verhalten. Aufgrund der größeren Oberfläche schießt Typ 4 die Verdunstung um 3 % früher ab. Während der Verdunstungsphase beträgt der Unterscheid zwischen der Temperatur an der Oberfläche und im Mittelpunkt von Typ 2 und 3 ca. 3 K. Dies trifft auch für die mittlere Oberflächentemperatur von Typ 4 zu, jedoch der freie Kern erwärmt sich aufgrund seiner schlechten Wärmeleitfähigkeit ca. 10 K über die Temperatur des Mittelpunkts. Sobald die Verdunstung abgeschlossen ist, steigt die Temperatur mit bis zu 10^4 K/s an und die Pyrolyse erlangt relevante Reaktionsraten. Da jedoch die Zeit für die Pyrolyse bis zum Zusammenbruch der Flamme zwischen 50 ms und 140 ms liegt, werden durch die primäre Pyrolyse nur 1,4 % bis 7,2 % des Lignins umgesetzt. Die sekundäre Pyrolyse sowie die Koksreaktionen haben keine relevanten Umsätze.

Tabelle 1

Typ 1 1 Rechenzelle Radius 15 µm	Typ 2 Radial aufgelöst mit 100 Zellen Kernstruktur radial berücksichtigt Radius 15 µm	Typ 3 Geschlossene Form des Lykopodiums mit dichtem Kern (124257 Tetraeder) Radius 15 µm	Typ 4 Offene Form des Lykopodiums mit dichtem Kern (66982 Tetraeder) Radius 16,6 µm

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

4. Literaturangaben

[1] Spijker, C., A CFD Approache for dust explosions based on OpenFOAM, X ISHPMIE Conference Proceedings, Bergen, 2014

[2] Dahoe, A.E., On the decay of turbulence in the 20-litre explosion sphere, Flow, Turbulence and Combustion 67, 2001

[3] Zimont, V., An Efficient Computational Model for Premixed Turbulent Combustion at High Reynolds Numbers Based on a Turbulent Flame Speed Closure, J. Eng. Gas Turbines Power,1998

[4] Syamlal, M., O'Brien, T. J., Computer simulation of bubbles in a fluidized bed, AIChE Symposium Series 85, 1989

[5] Ansys Inc., Ansys Fluent 12 Theory Guide, 2010

[6] Syamlal, M., *MFIX Documentation*, Volume1, Theory Guide, Springfield, US., 1993

[7] Crowe, C. T., On models for turbulence modulation in fuid-particle fows ,International Journal of Multiphase Flow 26, 2000

[8] Kern, H., Investigations on the influence of the oxygen concentration on the flame propagation in lycopodium/air mixtures, ACHEMA, Frankfurt, 2012

[9] Wieser, G., Einflüsse der Temperatur und der Turbulenz auf die Flammenausbreitung in Staub/Luft-Gemischen unter reduzierten Druckbedingungen, 4. Magdeburger Brand- und Explosionsschutztag, Magdeburg, 2015

[10] Carman, P. C., Flow of gases through porous media, Butterworths, London, 1956

[11] Simpson, W. T., Equilibrium Moisture Content Prediction for Wood, Wood and Fiber, 1973

[12] Rummer, B., Simulation der Trockung, Pyrolyse und Vergasung großer Brennstoffpartikel, Dissertation, TU Graz, 1998

[13] Rath, J., Cracking reactions of tar from pyrolysis of spruce wood, Fuel 80, 2001

[14] Wang, Y., Kinoshita, C. M., Kinetic model of biomass gasification, Solar Energy 51, 1993

[15] Jones, W. P., Lindstedt, R. P., Global reaction schemes for hydrocarbon combustion, Combustion and Flame 73, 1988

[16] Pollhammer W., Numerische Untersuchung der Mindestzündenergie sowie der Flammenfortpflanzung in Staub/Luft – Gemischen mittels eines Euler – Lagrange – Modells in OpenFOAM, Masterarbeit, Montanuiveristaet Leoben, 2014

[17] Kittinger, F., Simultanthermoanalyse mit FTIR Gasanalyse, Laboratory report, Montanuniveristaet Leoben, 2014

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Modelling the Jet Cooler for Hot-dip Galvanization of Steel Strips

Mag. **D. Nikolaenko**, Dipl.-Ing. Dr.mont. **C. Spijker**, Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. **H. Raupenstrauch**, Lehrstuhl für Thermoprozesstechnik, Montanuniversität Leoben, Leoben, Austria

Abstract

In this work, heat transfer on the surface of the steel strip moving in the jet cooler is modelled. The entire computational domain, divided into 2 subdomains, fluid and solid, between which convection and radiation occurs, is meshed into approximately 178 million by means of ANSYS ICEM CFD. OpenFOAM is chosen as a CFD simulation tool to model jet-surface heat interaction between the fluid region (describing the cooling gas) and the solid region (describing the steel structure). An existing solver from OpenFOAM is modified to take into account steel strip movement. For simulating turbulence in the gas phase, the realizable-k-ε model is used, and the discrete ordinate method (DOM) is chosen for modelling radiation in the jet cooler. The results of the simulation show the temperature distribution within the steel strip, the convective heat flux and the radiation heat flux between the phases.

1. Introduction

Hot-dip galvanization is one of the most common technologies for producing corrosion protected steels. Due to rising requirements of steel grades for the automobile industry, the steel has to be pretreated prior the coating process to fulfil the quality criteria. In this pretreatment method, the steel strip is heated up in a direct fired furnace and passed through the inert atmosphere of the annealing furnace to achieve recrystallization and improve adherence of the zinc coating. However, on the exit from the annealing furnace, hot steel needs to be cooled down and uniform temperature distribution across the strip width has to be achieved before dipping into a zinc bath. This is the task of the introduced jet cooler, where the hot metal strip is cooled down by cooling gas from an array of round jets impinging on the upper and lower surfaces of the horizontally moving strip.

2. Geometry

In the continuous annealing furnace after a heating section, a continuous strip of hot steel is fed horizontally supported by rolls through a cooling section. Cooling gas composed of

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

hydrogen and nitrogen is impinged by an array of round jets against both sides of the strip. The jets are streaming into chambers through nozzles in tubes located above and below the horizontally moving strip. The outer surfaces of the tubes are rigidly attached by their outer ends to the housing. Cooling gas is recirculated drawn from each chamber by fans at the constant flow rate and then supplied back into the tubes of each chamber through the side ducts at the constant temperature. The jet cooler is made up of chambers, fans and intakes, with several tubes above and below the steel strip, each containing rows of numerous nozzles directed towards the moving strip. The entire geometry of the jet cooler comprised of three chambers was imported in ANSYS ICEM CFD 15.0, where all geometrical parts were specified and the mesh was built. Structured hexahedral cells were generated around the steel strip (solid region) and tetrahedral cells were created in the rest of the cooler (fluid region). To reduce the total number of cells, the tetrahedral cells were converted to polyhedral cells in ANSYS Fluent 15.0. The steel strip was meshed by means of blocking on two layers, one coinciding with the strip itself and one surrounding it. It was done in order to stitch the structured mesh of the surrounding zone with the unstructured mesh of the fluid zone and merge them together to create the combined fluid region. Especially very high resolution had to be generated around numerous nozzles and near the surface of the strip because of turbulence of the gas flow and high gradients of temperature (see Figure 1). Thus, the final mesh of the computational domain has approximately 178 million hexahedral and polyhedral elements.

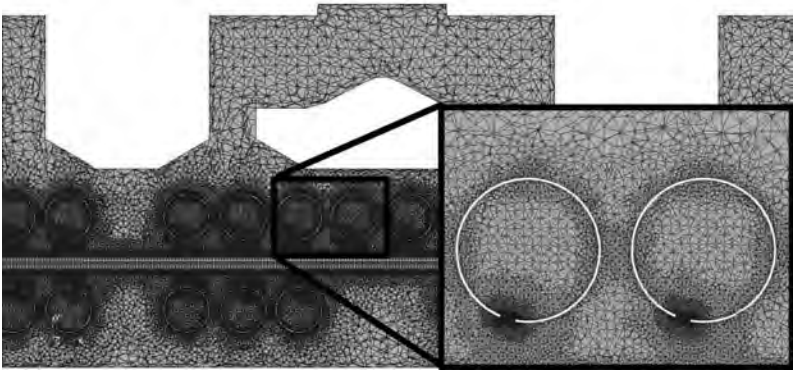


Fig.1: Mesh of nozzles at the cross-section of the jet cooler.

3. CFD Model

OpenFOAM 2.4.0 [1] was chosen as a simulation tool because of its flexibility allowing to adapt easily the code to the needs of simulation such as adding new or modifying old solvers

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

and its parameters. Thus, there is no need to write the code from scratch, because a similar functionality has already been implemented. The task to predict temperature distribution within the steel strip (solid region) and heat transfer through its surface with the surrounding gas (fluid region) can be modelled with Conjugate Heat Transfer in OpenFOAM. The basic objective is to modify an application in OpenFOAM to handle horizontal movement with the constant speed of the solid region representing the steel strip. The governing equations for the fluid are the Navier-Stokes equations together with the continuity equation describing the flow, the equation of state for perfect gas and the energy equation describing thermal energy of the fluid. Heat conduction inside the solid is described by the heat-conduction equation which is solved in a coupled manner with the energy equation for the fluid (hence the name Conjugate Heat Transfer). As cooling gas is heated up by the hot metal strip, the gas releases heat back not only by convection, but also by radiation. The velocities of the flow on the boundaries where the cooling gas circulates through (fans and intakes as well as the inlet into the cooling device) are derived from the flux. Dirichlet boundary condition is set for temperature at the intakes. The cooling gas is modelled as perfect gas and mixture of hydrogen and nitrogen, hence no chemical reactions take place. The specific heat of the gas is evaluated using JANAF tables of thermodynamics. As turbulent flow occurs in jets near nozzles, walls and on the surface of the strip, the realizable-k-ε turbulence model [2] is used for the fluid. The discrete ordinate method (DOM) [3] is chosen for modelling radiation in the gas phase.

The contribution of this work is inclusion of motion of the solid region which does not move in the version of the steady-state solver *chtMultiRegionSimpleFoam* from OpenFOAM 2.4.0. For this purpose, the steady-state energy conservation equation was modified in the solver. A new velocity field describing the constant speed of the moving strip was added. As the motion of the solid has to be considered, the corresponding convective term was added in the equation of thermal energy*:*

$$0 = \mathrm{div}(\rho \vec{u}_s h) - \mathrm{div}[\alpha' \mathrm{grad}(h)]$$

where ρ is density of the solid, $\vec{u}_s$ is velocity of movement of the solid, h is enthalpy, $\alpha' = \lambda/c_p$, λ is thermal conductivity, c_p is specific heat.

4. Results and conclusion

In Figures 2-4, the steel strip enters the cooling device on the left side, is led through the chambers between the tubes to be cooled down and exits on the right side. As the hot strip moves from the left to the right, it is cooled down by the cooling gas streaming around the strip. As it can be seen from Figure 2, the temperature field is not uniform across the strip

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

width, with stripes of cooler and higher temperature along the movement of the strip. Figure 3 shows the heat flux due to convection. In the figure above, foam-like round spots where the strip releases maximum heat to cooling gas are formed in locations opposing the jets coming from nozzles. Comparison between absolute values of the convective heat flux and the radiation heat flux on the strip surface on Figure 4 reveals that heat transfer occurs equally on average by both mechanisms. As it can be observed from the figures, convection and radiation have an impact on uniformity of the temperature field in the steel strip.

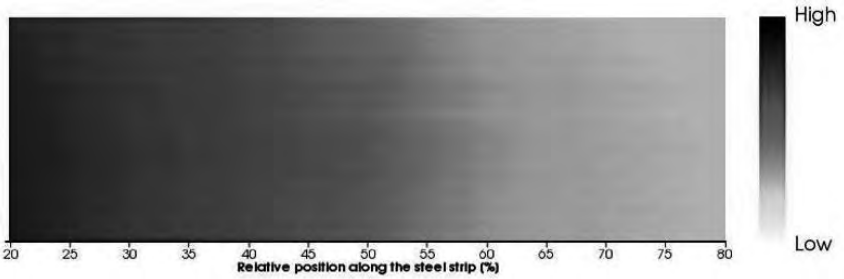


Fig. 2: Temperature profile of the lower surface of the strip.

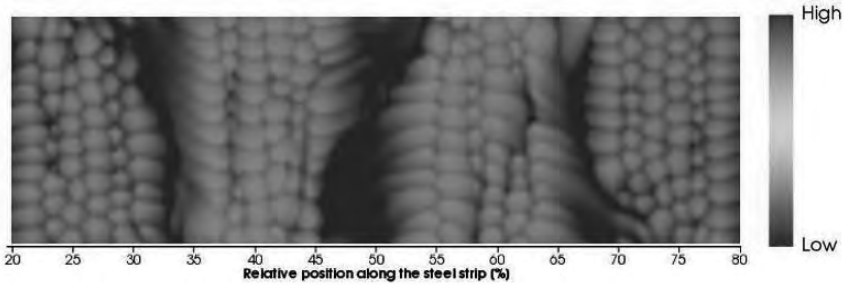


Fig. 3: Convective heat flux through the lower surface of the strip.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

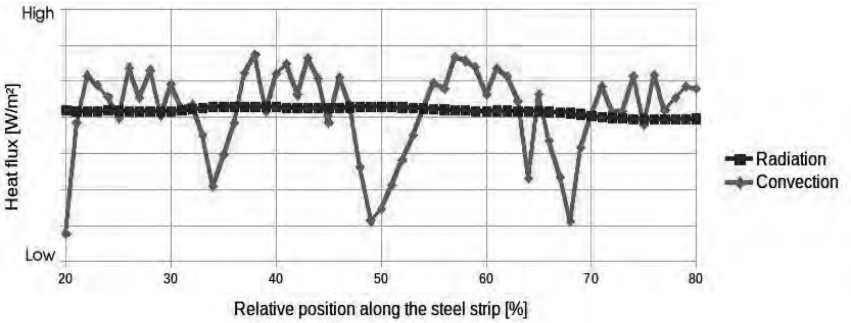


Fig. 4: Comparison of heat flux by convection and radiation on the surface along the strip.

The results of the simulation demonstrate that CFD is a good tool for investigating the flow of the cooling gas around the strip and the temperature field within the strip. The simulation shows that the steel strip is cooled down not quite uniformly across the strip width with observed stripes of lower and higher temperature along the movement of the strip. Therefore, future work is planned to investigate heat transfer and cooling process further for geometric changes to improve the jet cooler.

5. Acknowledgements

Financial support by the Austrian Federal Government (in particular from Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie and Bundesministerium für Wissenschaft, Forschung und Wirtschaft) represented by Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH and the Styrian and the Tyrolean Provincial Government, represented by Steirische Wirtschaftsförderungsgesellschaft mbH and Standortagentur Tirol, within the framework of the COMET Funding Programme is gratefully acknowledged.

References

[1] OpenFOAM 2.4.0. https://openfoam.org

[2] Shih, T. H.; Liou, W. W.; Shabbir, A.; Yang, Z.; Zhu. J.: A New k-ε Eddy Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows—Model Development and Validation. Computers & Fluids (1995), 24(3), pp. 227-238

[3] Thynell, S.T.: Discrete-ordinates method in radiative heat transfer. International Journal of Engineering Science (1998), Volume 36, Issues 12-14, pp. 1651-1675.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Reduced Kinetic Mechanisms for Oxy-Methane Combustion

Dr.-Ing. **V. Bomba**, Ruhr-Universität, Bochum,
Prof. Dr.-Ing. **B. Rogg**, Rotexo GmbH & Co. KG, Bochum

Abstract

For non-premixed combustion of methane with pure, or nearly pure, oxygen the shortest possible detailed mechanism of elementary reactions – a so called skeletal mechanism is derived as well as a systematically reduced global mechanism. For the latter systematically derived global rate date are given as well as preliminary, empirically formulated rate data. Detailed comparisons are presented for laminar counterflow diffusion flames computed with the alternative reaction mechanisms.

1. Introduction

The terminology *oxyfuel combustion* has been indistinctly used in the literature to refer to fuel combustion in O2/CO2 mixtures, or alternatively, fuel combustion in pure oxygen rather than air. This relatively modern technology, which constitutes one of the major current challenges in both research and technical applications, is attractive due to its benefits compared to conventional air/fuel combustion; the benefits include lower pollutant emissions and exhaust gas volume, higher temperatures and hence higher efficiency of heat transfer and an easier CO2 sequestration. High temperatures are required, e.g., in the melting furnaces of the glass industry, and they are being realized there favorably by oxyfuel combustion rather than by complicated adjustments and optimizations of the combustion processes in furnaces operated with air as oxidizer.

Industrial relevant simulation of oxyfuel combustion processes involve complex geometries as well as complex physics such as turbulence. Therefore, it is natural that in such demanding simulations the combustion chemistry is reduced, however such, that the computational results are – from a chemistry point of view – still accurate. This can be achieved by employing so-called *reduced mechanisms*. Whilst such mechanisms exist for combustion in air, practically none exist for oxyfuel combustion. Therefore, in the present paper, two reduced mechanisms for oxy-methane combustion are derived using a sequence of modern reduction techniques such as DRG, CSP and DRG-aided sensitivity analysis. Both mechanisms comprise eleven global reaction steps. One mechanism has been derived

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

systematically, the other mechanism has been derived empirically. The latter mechanism is particularly useful for employment in industry-oriented commercial CFD codes such as FLUENT, CFX or STAR-CD. Flame computations with both reduced mechanisms show very good agreement with experimental data available in the literature.

2. Reductions, Reduction Procedures, and Results

The various mechanisms and reduction procedures are documented in a variety of publications – in particular, reference [1] should be consulted and the references quoted therein. Therefore, here only a short summary is given.

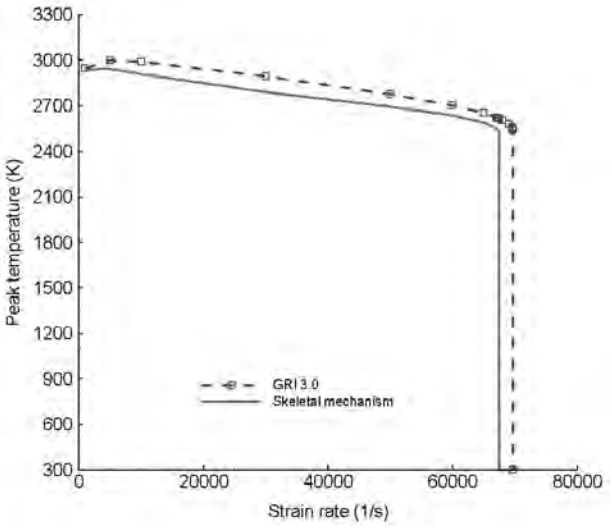


Fig. 1: Comparison of predicted peak flame temperature *T*max as a function of strain rate *a* as obtained with the GRI3.0 mechanism (dashed line) and the 11-step mechanism (solid line).

As starting mechanism, the GRI-3.0 mechanism was taken. Computational results obtained with this mechanisms showed excellent agreement with experimental data for laminar counterflow diffusion flames [2]. From the starting mechanism, using DRG and related methods [1,3-8] a skeletal mechanism was derived computations with which also gave

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

results that agreed excellently with the results from the starting and the detailed mechanism [1]. In the next step, a systematically derived reduced global mechanism was obtained that comprises 11 global steps. In this step of the overall reduction procedure, tools from Cosilab [9] were used, in particular sensitivity analysis and reaction pathway analysis.

With the systematically derived global rates, even even in the range of extinction the 11-step mechanism gave acceptable results, see Fig. 1.

The flame structure results obtained with empirically formulated global reaction rates are reasonable and will be shown in the poster. However for these global rates still some numerical problems related to the rate need to be resolved.

References

[1] Bomba, V.: Chemistry Reduction for Lamina Oxyfuel Combustion, Ph.D. thisis, Bochum (Germany), 2017.

[2] Frassoldati, A., Cuoci, A., T. Faravelli, E. Ranzi, C. Candusso, and Tolazzi D., editors. Simplified kinetic schemes for oxy-fuel combustion, 2009.

[3] T. Lu. Comprehensive reduction and application of chemical reaction mechanisms. Dissertation, Princeton University, Princeton, 2004.

[4] T. Lu and C. K. Law. A directed relation graph method for mechanism reduction. Proceedings of the Combustion Institute, 30(1):1333–1341, 2005.

[5] T. Lu and C. K. Law. Linear time reduction of large kinetic mechanisms with directed relation graph: n-heptane and iso-octane. *Combustion and Flame*, 144(1-2):24–36, 2006.

[6] T. Lu and C. K. Law. On the applicability of directed relation graphs to the reduction of reaction mechanisms. *Combustion and Flame*, 146(3):472–483, 2006.

[7] T. Lu and C. K. Law. A criterion based on computational singular perturbation for the identification of quasi steady state species: A reduced mechanism for

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

methane oxidation with no chemistry. *Combustion and Flame*, 154(4):761–774, 2008.

[8] T. Lu and C. K. Law. Strategies for mechanism reduction for large hydrocarbons: n-heptane. *Combustion and Flame*, 154(1-2):153–163, 2008.

[9] Cosilab. Combustion Simulation Laboratory, Rotexo Software, Bochum, 2017

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Simulation wandnaher Verbrennung

Eignung einfacher Chemietabellierung und Analyse mittels detaillierter Kinetik

Sebastian Ganter, M.Sc., Dr.-Ing. **Thorsten Meier**, **Arne Heinrich**, M.Sc., Dr.-Ing. **Guido Künne**, Prof. Dr.-Ing. **Johannes Janicka**, Institut für Energie- und Kraftwerkstechnik, Technische Universität Darmstadt

Kurzfassung

Die Simulation des Side-Wall-Quenching (SWQ) Brenners mit tabellierter Chemie ergab eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen hinsichtlich der Geometrie und Struktur der Flamme. Es zeigten sich jedoch Defizite bezüglich der Vorhersage der Kohlenmonoxidkonzentration (CO) innerhalb der wandnahen Flammen-Verlösch-Zone, welcher einen wichtigen Schadstoff darstellt. Eine weitere Simulation im wandnahen Bereich des Flammenverlöschens mit Hilfe der detaillierten Chemie ergab eine deutlich verlässlichere Vorhersage der CO-Konzentration und bietet damit die Analyse der Fehlerursache seitens der tabellierten Chemie. Durch die Auswertung der CO-Transportgleichung im Zustandsraum konnte die mangelnde Berücksichtigung der Skalaren Dissipationsraten der Enthalpie im Prozess der Tabellengenerierung als Fehlerursache identifiziert und quantifiziert werden.

1. Motivation, Ziele und Einführung

Ziel der Forschung im Bereich der Flamme-Wand-Interaktion ist es, ein tiefergehendes Verständnis für die wesentlichen Phänomene innerhalb der wandnahen Verbrennung zu gewinnen um Schadstoffbildung vorhersagen zu können. Mit dieser Fähigkeit soll der Entwurfsprozess unterstützt und damit die Entwicklung schadstoffärmerer Brennkammern ermöglicht werden. Grundsätzlich bietet die Verbrennungssimulation mit der detaillierten Chemie (DC), welche die Lösung der Transportgleichung aller relevanten chemischen Spezies beinhaltet, eine verlässliche Vorhersage des chemischen Zustands und damit auch eine gute Vorhersage von Schadstoffen wie CO. Da dies jedoch mit einem großen Rechenaufwand verbunden ist, kann die DC nicht für die Simulation von realen Brennkammern eingesetzt werden sondern beschränkt sich auf den Einsatz in kleinen einfachen Geometrien. Die Verwendung der tabellierten Chemie hingegen ermöglicht Verbrennungssimulationen in technischen, meist turbulenten Anwendungen wie zum Beispiel Gasturbinen oder Verbrennungsmotoren. Das Vorgehen hierbei besteht darin, lediglich die

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Transportgleichungen für wenige Kontrollvariablen zu lösen. Dabei wird vereinfachend angenommen, dass der Chemische Zustand d.h. die Gaszusammensetzung und die Temperatur durch diese Kontrollvariablen hinreichend abgebildet werden kann. Ein etablierter Vertreter der tabellierten Chemie stellt dabei die Flamelet-Generated-Manifold (FGM) dar, welche im Folgenden analysiert werden soll.

2. Numerische Beschreibung und Methoden der Verbrennungsimulation

Alle Simulation, die hier dargestellt werden, wurden mit dem akademischen CFD-code FASTEST durchgeführt. Dabei handelt es sich um einen blockstrukturierten, Finite-Volumen-Code, welcher zweite Ordnung in Raum und Zeit aufweist, wobei ein explizites dreistufiges Runge-Kutta-Verfahren genutzt wird. Im Rahmen der DC wird die Transportgleichung (1) für alle 53 Spezies des GRI Reaktionsmechnismus [1] unter Le=1 Annahme gelöst [2]. Im Kontext des FGM Verbrennungs-Ansatzes [3] wird angenommen, dass turbulente Flammen mit eindimensionalen vorgemischten laminaren Flammen abgebildet werden können. In dieser Arbeit wird zur Abbildung der Flame-Wand-Interaktion eine zwei-dimensionale Tabelle, parametrisiert mit der Fortschrittsvariablen CO_2 und der Enthlapie, verwendet. Die Flamelets werden in einem Pre-processing-Schritt mit dem DC-Löser Chem1D [4] berechnet. Durch Vorwärmen der Edukte werden Flamelets mit jeweils räumlich konstanter aber entsprechend der Frischgastemperatur mit verschiedenen Enthalpieniveaus erzeugt. Um geringe Enthalpieniveaus zu realisieren werden sogenannte Burner-Stabilized-Flames genutzt, die ebenfalls keine räumlichen Enthalpiegradienten enthalten. Der chemische Zustand der Flamelets wird in einem weiteren Schritt in einer Chemietabelle (FGM-Tabelle) gespeichert. Bild 3 (rechts) zeigt dies beispielhaft für Kohlenmonoxid. Innerhalb der CFD-Simulation werden im Rahmen dieser

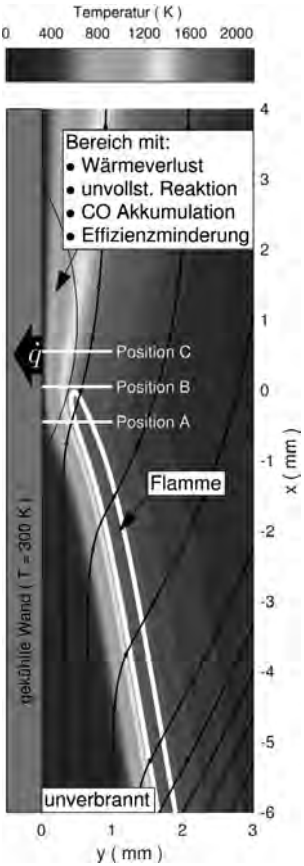


Bild 1: 2D Konfiguration des SWQ-Brenners: Temperaturverteilung als Farbverlauf, Flamme als Isolinie des CO_2-Quellterms, Stromlinien und Lokalisation der Positionen A bis C.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Arbeit lediglich der CO_2-Massenbruch und die Enthalpie transportiert, mit welchen auf die Chemietabelle zugegriffen wird, um die für die Transportgleichungen der CFD-Simulation notwendigen Größen wie Viskosität, Dichte und CO_2-Quellterm auszulesen.

3. Konfiguration

Bei dem Brenner von Jainski et al. [5] handelt es sich um eine drahtstabilisierte V-Flamme, bei welcher der linke Flammenast gegen eine gekühlte Wand brennt. Das zweidimensionale Rechengebiet bildet ein Teilgebiet der Symmetrieebene des experimentell untersuchten SWQ-Brenners ab und ist ausschnittsweise in Bild 1 dargestellt [6]. Der betrachtet Betriebspunkt zeichnet sich durch eine laminare Anströmung mit einem stöchiometrischen Methan-Luft-Gemisch aus. Das Koordinatensystem wurde relativ zum Flammen-Verlösch-Punkt gewählt. Die y-Koordinate bezeichnet den Wandabstand und x die wandparallele Koordinate in Richtung der Hauptströmung. Die nachfolgenden Ergebnisse wurden entlang wandnormaler Linien extrahiert, welche in Bild 1 mit den Positionen A bis C gekennzeichnet sind. Sie befinden sich damit stromauf, am sowie stromab des Flammen-Verlösch-Punkts.

4. CO-Messungen und numerische Ergebnisse

Von Jainski et al. [5] wurden neben Geschwindigkeit und qualitativer OH-Verteilungen auch Temperatur und CO-Konzentrationen quantitativ gemessen. Dabei wurde in der Verlöschzone eine unerwartet hohe CO-Konzentration festgestellt, welche in adiabaten Regionen nicht auftritt. Die Verläufe an den Positionen A-C sind in Bild 2 dargestellt. Wie Heinrich et al. [7] feststellte und auch in Bild 2 zu sehen ist, kann die FGM Simulation den CO-Verlauf an Position A vorhersagen, weißt aber an den Positionen B und C große Abweichungen bezüglich der experimentellen Daten auf. Die Temperaturprofile werden an allen drei Position gut wiedergegeben. Die DC-Simulation kann hingegen sowohl die Temperatur- als auch die CO-Profile gut reproduzieren wie auch in [6] gezeigt wurde.

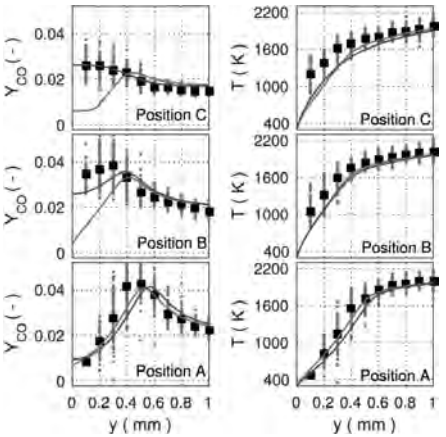


Bild 2: CO- und Temperaturprofile: Experimente (■ Mittel-/ ● Einzelwerte), — FGM, — DC)

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 3 zeigt die CO-Verteilung der SWQ Simulationen im CO_2-Enthalpie-Raum. Während die DC einen abflachenden Verlauf von CO entlang der Enthalpie aufweist, kann bei der FGM ein starker CO-Gradient festgestellt werden. Dieser Gradient kann auf Grund der separierten Flamelet-Rechnungen keinen Einfluss auf die selbige nehmen.

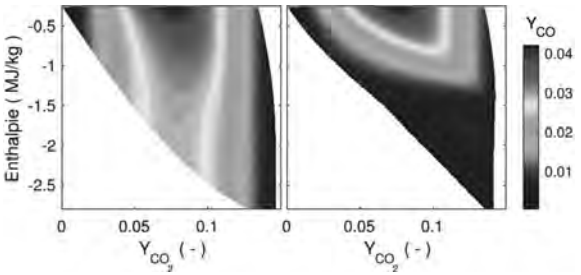


Bild 3: CO-Massenbruch im CO_2-Enthalpie-Raum. DC (links) FGM (rechts).

5. Analysemethode und Analyse der FGM

Zur Ergründung der Fehlerursache seitens der FGM-Simulation hinsichtlich der Vorhersage von CO in wandnähe wird im Folgenden zunächst gezeigt, dass die Reduktion des Chemischen Zustands auf die Kontrollvariablen CO_2 und Enthalpie für die betrachtete Konfiguration grundsätzlich möglich ist. In einem zweiten Schritt wird das FGM-Ergebnis analysiert und die zugrundeliegende Fehlersystematik erläutert.

Die Speziestransportgleichung (1) für den Massenbruch Y_k der Spezies k, die bereits für die Le=1 Annahme vereinfacht wurde, kann unter den zusätzlichen Annahmen der Stationarität und des Zusammenhangs $Y_k = Y_k\left(Y_{CO_2}, h\right)$ in den Y_{CO_2}- h- Zustandsraum transformiert werden, sodass sich insgesamt drei Diffusions- und ein Quellterm ergeben (2).

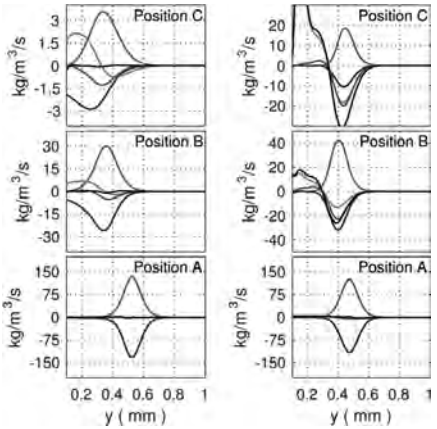
$$\frac{\partial \rho Y_k}{\partial t} + \frac{\partial \rho u Y_k}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho D \frac{\partial Y_k}{\partial x_i}\right) + \dot{\omega}_k \tag{1}$$

$$0 = \underbrace{\rho D\left(\frac{\partial Y_{CO_2}}{\partial x_i}\frac{\partial Y_{CO_2}}{\partial x_i}\right)\frac{\partial^2 Y_k}{\partial Y_{CO_2}^2}}_{\text{Term I}} + \underbrace{2\rho D\left(\frac{\partial Y_{CO_2}}{\partial x_i}\frac{\partial h}{\partial x_i}\right)\frac{\partial^2 Y_k}{\partial Y_{CO_2}\partial h}}_{\text{Term II}} + \underbrace{\rho D\left(\frac{\partial h}{\partial x_i}\frac{\partial h}{\partial x_i}\right)\frac{\partial^2 Y_k}{\partial h^2}}_{\text{Term III}} + \underbrace{\dot{\omega}_k - \frac{\partial Y_k}{\partial Y_{CO_2}}\,\dot{\omega}_{CO_2}}_{\text{Term IV}} \tag{2}$$

In Bild 4 wurden die 4 Terme aus Gleichung (2) entlang der Positionen A-C auf Basis der DC-Ergebnisse (links) und FGM-Ergebnisse (rechts) für die Spezies k=CO ausgewertet. Es wurde zusätzlich die Summe der Terme dargestellt, welche für die DC-Ergebnisse entsprechenden der Transportgleichung verschwindet und damit die Reduzierbarkeit des kinetischen Systems auf die gewählten Kontrollvariablen bestätigt. Es ist weiterhin zu erkennen, dass die Summe für die FGM-Ergebnisse für die Positionen B und C nicht verschwindet und im Wesentlichen durch den Diffusionsterm in Enthalpie-Richtung (Term III) dominiert wird. Diese enthält die Skalare Dissipationsrate der Enthalpie, welche im Kontext

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

der FGM-Tabellenerzeugung wegen der Randbedingungen der separierten Flamelet-Berechnung verschwindet. Damit wird der Einfluss von Term III unterdrückt. Da im SWQ-Szenario jedoch ein Wärmefluss über die Wand stattfindet und sich damit ein Enthalpie-Gradient einstellt, ist die skalare Dissipationsrate der Enthalpie im Kontext der CFD-Simulation beträchtlich. Die skalare Dissipationsrate der Enthalpie würde dementsprechend einen wesentlichen Beitrag zur Bildung des Chemischen Zustands leisten, wenn sie bei der Tabellengenerierung berücksichtigt würde.



Somit zeigt diese Analyse die Fehlersystematik und liefert damit eine verständliche Erklärung für die Abweichungen der FGM Simulation des SWQ-Szenarios.

Bild 4: Terme der Speziestransportgleichung (2) für k=CO ausgewertet für DC-Ergebnisse (links) und FGM-Ergebnisse (rechts). (— Term I, — Term II, — Term III, — Term IV)

[1] GRI-MECH 3.0, URL http://combustion.berkeley.edu/gri-mech/ 1999.

[2] Meier, T.: Entwicklung numerischer Methoden zur Anwendung detaillierter Chemie in komplexen Verbrennungssystem. Dissertation, Technische Universität Darmstadt 2017.

[3] Ketelheun, A., Olbricht, C., Hahn, F., Janicka, J.: Premixed generated manifolds for the computation of technical combustion systems, ASME Turbo Expo Conf. Proc., 695–705, 2009.

[4] Somers, B.: The simulation of flat flames with detailed and reduced chemical models. Ph.D. thesis, Technische Universiteit Eindhoven, 1994.

[5] Jainski, C., Rißmann, M., Böhm, B., Janicka, J., Dreizler, A.: Sidewall quenching of atmospheric laminar premixed flames studied by laser-based diagnostics,Combust. Flame

[6] Ganter, S., Heinrich, A., Meier, T., Kuenne, G., Jainski, C., Rißmann, M.C., Dreizler, A., Janicka, J.: Numerical analysis of laminar methane-air side-wall-quenching. Combust. Flame, (eingereicht)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

[7] Heinrich, A., Ganter, S., Kuenne, G., Jainski, C., Dreizler, A., Janicka, J.: 3D numerical simulation of a laminar experimental SWQ burner with tabulated chemistry, Flow Turbul. Combust. (eingereicht)

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Optimierung der Verbrennung von alternativen Brennstoffen bei Mehrstoffbrennern durch bildbasierte Verfahren

Optimization of alternative fuel combustion with multi-fuel burners and image-based methods

Markus Vogelbacher, Institut für Angewandte Informatik (IAI), Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe
Dr. Sina Keller, ci-tec GmbH & Institut für Photogrammetrie und Fernerkundung, Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe
Dr. **Patrick Waibel**, IAI, KIT, Karlsruhe
Dr. **Jörg Matthes**, IAI, KIT, Karlsruhe
Dr. **Hubert B. Keller**, IAI, KIT, Karlsruhe

Kurzfassung

In diesem Beitrag wird ein allgemein einsetzbares System vorgestellt, welches die notwendige Überwachung und Optimierung von Verbrennungen mit alternativen Brennstoffen bei Mehrstoffbrennern u.a. anhand von robusten sowie zuverlässigen bildbasierten Kenngrößen adressiert. Den Kern des Ansatzes repräsentiert die Prozessoptimierungssoftware, bestehend aus einem Bildverarbeitungsmodul zur Bestimmung der schwankenden Eigenschaften von alternativen Brennstoffen sowie einer darauf aufbauenden, gekoppelten Online-Auswertung und Regelung. Konkrete Messgrößen werden z. B. durch die Analyse des Flugverhaltens des alternativen Brennstoffes, wie etwa der Wurfweite oder der Streuung, in Echtzeit abgeleitet. Die sukzessiv ablaufenden Prozessschritte im System werden vorgestellt und das System in seiner Gesamtheit zur regelungstechnischen Optimierung der Verbrennung beschrieben.

1. Einleitung

Die fortschreitende Verknappung fossiler Brennstoffe und der parallele Anstieg der Energiekosten führen zu verstärktem Ersatz von Öl sowie Braun- oder Steinkohle durch alternative Brennstoffe wie z.B. Schweröl, Lösungsmittel, Kunststoff-Fraktionen und Tiermehl. Dieser Ersatz bietet sich u.a. in der energieintensiven Zementherstellung an. Hierbei ermöglicht der Einsatz von Mehrstoffbrennern die Verwendung von fossilen und alternativen Brennstoffen in einstellbaren Verhältnissen. Betreiber von Verbrennungsanlage

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

stehen bisher vor der Herausforderung, den Betrieb der Mehrstoffbrenner mit der Substitution durch mehranteilig alternativen Brennstoffen (> 70 %) dauerhaft hoch und in veränderlichen Anteilen zu realisieren. Diese Herausforderung ergibt sich vorrangig durch die schwankenden Eigenschaften der alternativen Brennstoffe während des Verbrennungsprozesses. So variiert der Verbrennungszeitpunkt alternativer Brennstoffe; sie weisen zudem indifferente Streuungen auf und nicht verbrannter Brennstoff kann in das Produkt eingebracht werden. Insgesamt beeinflussen Schwankungen direkt den Energieeintrag und die Produktqualität.

In dem vorliegenden Beitrag fokussieren sich die Autoren auf die Beschreibung des innovativen Ansatzes zur Optimierung der Verbrennung von alternativen Brennstoffen im Kontext der Zementherstellung. In Abschnitt 2.1 wird zunächst die Prozessoptimierungs-software in der Übersicht erläutert; daraufhin gehen die Autoren auf die Algorithmen zur bildbasierten Analyse der IR-Daten ein (vgl. Abschnitt 2.2); in Abschnitt 2.3 wird die mögliche Umsetzung der Kenngrößen für eine Regelung zusammengefasst. Kapitel 3 gibt einen Überblick zu den Ergebnissen aus der Anwendung.

2. Prozessoptimierungssoftware mit innovativer bildbasierten Methoden-Ansatz

Mit Hilfe einer zuverlässigen Prozessoptimierungssoftware, dem inspect pro control[1], lässt sich das Verbrennungsverhalten z.B. des alternativen Brennstoffes mit den einhergehenden potenziellen Schwankungen erfassen sowie online für eine Regelung auswerten.

2.1 INSPECT pro control zur Online-Auswertung

In der Prozessoptimierungssoftware werden die Bilddaten der IR-Kamera erfasst und analysiert. Die Bilddaten stellen das Innere der Zementdrehrohranlage aus seitlicher Perspektive dar. Diese Positionierung ergibt sich anhand der baulichen sowie thermischen Gegebenheiten der Drehrohrverbrennungsanlage. Die Installation der IR-Kamera erfolgt am Ende des Drehrohrs, am Ofenkopf. Bild *1* illustriert das Sichtfeld anhand von IR-Bilddaten eines Zement-Drehrohrofens.

[1] Die Prozessoptimierungssoftware inspect pro control wurde von ci-tec in Kooperation mit dem IAI entwickelt.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 1: Field-of-view der IR-Kamera positioniert am Ofenkopf eines Zement-Drehrohrofens (IR-Bilddaten). [1]

Aus den vorverarbeiten Bilddaten (vgl. Abschnitt 2.2) berechnet das System die charakteristischen Kenngrößen des Verbrennungsverhaltens. Diese wiederum bilden die Basis der regelungstechnischen Optimierung. Das inspect pro control übermittelt in Echtzeit die Regelungsgrößen an den Brenner bzw. das Prozessleitsystem und visualisiert sowie archiviert simultan die Daten. Der systematische Ablauf des Regelungskreises für eine Drehrohranlage wie in der Zementindustrie eingesetzt, ist in Bild *2* schematisch dargestellt. Exemplarisch ist in dieser Abbildung dargelegt, wie das Regelungssystem Einfluss auf die Brennereinstellung nehmen kann und somit die Flammenform z.B. durch veränderte Drall-Einstellung regelt.

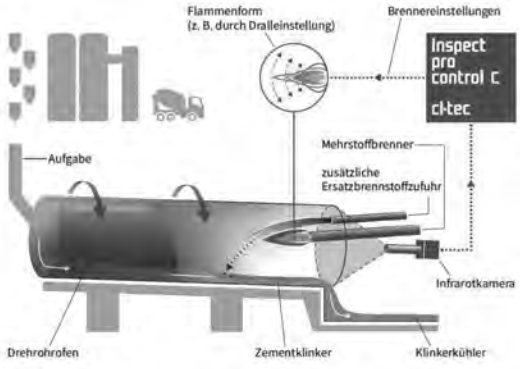


Bild 2: Regelkreis einer Drehrohranlage mit inspect pro control System zur Berechnung prozessrelevanter Kenngrößen sowie Regelung aktueller Parameter mit der Zielsetzung der Prozessoptimierung. [2]

2.2 Algorithmen zur Auswertung der IR-Daten

Die Bildverarbeitungsprozesse laufen in zwei Teilen ab: Der erste Teil beinhaltet die Bildvorverarbeitung und der zweite Teil die Analyse der Bilddaten.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2.2.1 Vorverarbeitung der Bilddaten

Der dunkle Schweif in der Bildmitte von Bild *1* stellt die Brennstoffpartikel und -agglomerationen des alternativen Brennstoffes dar. Dieser Brennstoffschweif muss zunächst in den Bilddaten detektiert werden, damit geeignete Kenngrößen und damit einhergehend die Einschätzung zum Verbrennungsverhalten resolviert werden können. Insbesondere bei einer dauerhaften Prozessüberwachung oder -regelung fordert u.a. die teilweise starke Staubbeladung zuverlässige Bildverarbeitungsalgorithmen, die sich hierdurch nicht beeinflussen lassen. Aus diesem Grund sind verschiedene Vorverarbeitungsschritte vor der Detektion des alternativen Brennstoffes notwendig.

Neben der Einschätzung der Sichtverhältnisse muss in der Datenvorverarbeitung die automatische Posenschätzung der Brennerspitze erfolgen (Bild *3*, links). Das generische Modell erlaubt diese Posenbestimmung für verschiedene Kamera-Installationen. Dies ist in der industriellen Anwendung notwendig, damit die Kamera bei Ofen-Stillständen bzw. Reinigungsarbeiten aus-, wieder neu- und damit verändert eingebaut werden kann. Die Prozessoptimierungssoftware gleicht eventuelle Veränderungen aus und läuft hierdurch nach dem Umbau zuverlässig weiter. Im dritten Datenvorverarbeitungsschritt werden Anbackungen, die in den Bilddaten zu erkennen sind, automatisch detektiert (Bild *3*, rechts). Dadurch können Fehldetektionen des alternativen Brennstoffes durch ähnlich aussehende Anbackungen verhindert werden.

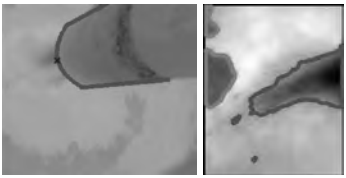


Bild 3: Bildvorverarbeitung. Links: Posenschätzung der Brennerspitze. Rechts: Bildausschnitt zur Detektion von Anbackungen (grün: Anbackungen, rot: alternativer Brennstoff). [1]

2.2.2 Analyse der Bilddaten

Die robuste sowie zuverlässige Ermittlung der Brennstoff-Streichlinie in den Bilddaten bildet die Basis für die Ableitung der bildbasierten Brennstoff-Parameter, welche in der Prozessoptimierungssoftware in die Regelung übergeben werden. Die entwickelten Algorithmen sind in der Lage, zwei unterschiedliche Erscheinungsformen des alternativen Brennstoffes zu klassifizieren. (1) Nahe am Brennerkopf liegt der Brennstoff aufgrund der

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

hoch konzertierten Eingabe kompakt vor. (2) Mit zunehmender Distanz zum Brennerkopf streut der Brennstoff und individuelle wie auch agglomerierte Brennstoffpartikel sind zu beobachten. Erstere Erscheinungsform (1) wird über einen Tiefpass-Filter und die spaltenweise Detektion von Minima angewandt auf die vorverarbeiteten IR-Daten detektiert. Die zweite Erscheinungsform, (2) Partikel- und Agglomerationsdetektion, erfolgt anhand eines SIFT-Algorithmus. Beide Methoden führen in kombinierter Form zur automatischen Detektion der Brennstoff-Streichlinie. In Bild *4* wird die Streichlinie des Brennstoffs dargestellt und differenziert nach automatisch durch den Algorithmus berechneter Streichlinie (gelb) und aus den Referenzdaten aggregierte Streichlinie (blau).

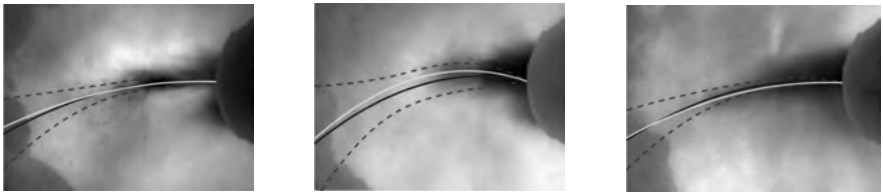


Bild 4: Vergleich der automatischen Detektion der Brennstoff-Streichlinie (gelb) und der mittleren Brennstoff-Streichlinie basierend auf Referenzdaten (blau). Verändert nach [1]

2.3 Ableitungen der Kenngrößen

Anhand der bildbasierten, automatischen Detektion der Streichlinie werden Kenngrößen abgeleitet, die in der Online-Überwachung der Prozessoptimierungssoftware integriert sind. Die abgeleiteten Kenngrößen garantieren die Anpassung der Regelung und damit die Optimierung des Verbrennungsverhaltens des alternativen Brennstoffes. Der Energieeintrag über den alternativen Brennstoff kann anhand der Temperatur des Brennbettes ermittelt und damit der Mix aus alternativen Brennstoffen entsprechend angepasst werden. Basierend auf der Kenngrößen der Streichlinie, wie etwa die Wurfweite, wird das Verbrennungsverhalten abgeleitet und der Brenner entsprechend in seinen Parametern angepasst. Insbesondere der Winkel, wie der alternative Brennstoff eingebracht wird, kann nachfolgend so eingestellt werden, dass der alternative Brennstoff in der Flamme vollständig umgesetzt wird und die Produktqualität nicht negativ beeinflusst.

3. Ergebnisse aus der Anwendung

Die Validierung der Algorithmen zur bildbasierten Analyse der Streichlinie und damit des Brennstoffverhaltens in Zementdrehrohranlagen mit Mehrstoffbrennern wurde basierend auf

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Expertenwissen (Referenzdaten, blaue Linie in Bild *4*) durchgeführt. Die Anpassung der Brennereinstellung erfolgte in der Validierungsphase manuell, nachfolgend dann vollautomatisch. Für die Validierungsergebnisse wurden 56 Sequenzen mit unterschiedlichen Brennereinstellungen verwendet. Die Streichlinie für jede Sequenz wurde sowohl mit den zuvor beschriebenen Bildverarbeitungsverfahren als auch von Experten bestimmt. Bild *5* stellt den Vergleich der aus den Streichlinien abgeleiteten Kenngröße „Gradient am Brennermund“ dar. Der Gradient nahe am Brennermund beschreibt den Winkel, in dem der Brennstoff aus der Brennerspitze austritt. Es zeigt sich, dass die automatische Detektion mit Hilfe der Bildverarbeitung für alle Sequenzen die Wahrnehmung der Experten abdeckt und damit eine sehr gute Beschreibung für das Flugverhalten liefert. Änderungen des Verbrennungsverhaltens des alternativen Brennstoffes können mit Hilfe dieser und ähnlicher Kenngrößen frühzeitig erkannt und ausgeglichen werden.

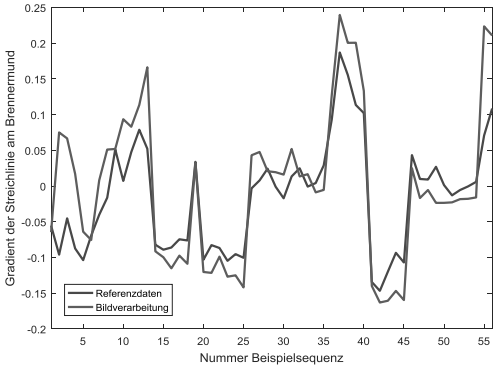


Bild 5: Kenngrößenvergleich zwischen Referenzdaten und automatischer Bildauswertung für Beispielsequenzen.

4. Zusammenfassung und Fazit

In diesem Beitrag stellen die Autoren eine Übersicht eines Systems zur Prozessoptimierung von Zement-Drehrohanlagen vor, welches Module zur Bildverarbeitung, Parameter-Ableitung, Regelung und Online-Auswertung beinhaltet. Dieses System läuft bereits gegenwärtig als Prototyp an einer industriellen Zementanlage in Deutschland. Es wurde dargelegt, dass für das Modul der intelligenten Bildauswertungs-Algorithmen die Vorverarbeitung der Bilddaten angemessen ist, damit das Verfahren zur Bildanalyse robust und zuverlässig im Online-Betrieb laufen kann. Als Stichwort sei z.B. die automatische

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Posenschätzung der Brennerspitze benannt. Basierend auf den abzuleitenden bildbasierten Größen findet eine Online-Auswertung sowie Ermittlung der Brennstoff-charakteristischen Größen wie der Streichlinie statt. Diese abgeleiteten Größen finden wiederum Verwendung im Regelungssystem des Softwaresystems, um den Verbrennungsprozess anhand dieser Merkmale automatisch zu optimieren.

Literaturverzeichnis

[1] M. Vogelbacher, P. Waibel, J. Matthes, S. Keller und H. B. Keller, „Bildbasierte Überwachung und Optimierung der Verbrennung von alternativen Brennstoffen bei Mehrstoffbrennern," *Konferenzbeitrag in Anlagenbezogenes Monitoring : neue Anforderungen - neue Konzepte,* pp. 201-212, Oktober 2016.

[2] ci-tec GmbH, *inspect pro control C Produktdatenblatt,* 2016.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Entwicklung eines LES/LES-Interfaces für die Simulation der Wandkühlung einer Brennkammer (Work-in-Progress)

Development of a LES/LES-interface for combustor wall cooling

A. Zietak, Dr.-Ing. **F. Özdogan**, Prof. **J. Janicka**, Technische Universität Darmstadt, FG Energie- und Kraftwerkstechnik, Darmstadt
Prof. **F. di Mare**, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt, Institut für Antriebstechnik Brennkammer, Köln

Kurzfassung

Diese Arbeit konzentriert sich auf die Entwicklung einer zuverlässigen und genauen Methode zur Vorhersage des Verhaltens eines Kühlungsfilms und der Temperatur an der Wand einer Gasturbinenbrennkammer. Dazu wird der CFD-Solver PRECISE-UNS eingesetzt, um Simulationen der Strömung in der Brennkammer durchzuführen und erweitert, um lokal aufgelöste und numerisch effiziente Grobstruktur-Simulationen (LES) im Nahwandbereich durchzuführen. Obwohl die Rechenleistung steigt, wird der Rechenaufwand für eine wandaufgelöste LES einer Brennkammer die verfügbaren Ressourcen für die absehbare Zukunft noch überschreiten [1]. Ziel des vorgeschlagenen Verfahrens ist es daher, eine effiziente Einbettungstechnik zu implementieren, bei der der Wandbereich mit der entsprechenden Gitterauflösung behandelt werden kann, während ein grobes Gitter im Inneren der Brennkammer verwendet wird.

Abstract

This work focusses on the development of a reliable and accurate method to predict the behaviour of the wall cooling film and the wall temperature of a gas turbine combustor. Therefore the CFD solver PRECISE-UNS is employed to carry out simulations of the flow in the combustor and is being enhanced to perform locally resolved and numerical efficient Large Eddy Simulations (LES) in the near wall region. Although computational power is increasing, a wall-resolved LES of a gas turbine combustor will still exceed computational resources for the foreseeable future [1]. The objective of the proposed research is hence to implement an efficient embedding technique where the wall region can be treated with the appropriate mesh resolution, whilst a coarse grid can be conveniently adopted in the core flow region.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Einleitung

In Brennkammern von stationären Turbinen sowie Strahltriebwerken werden Temperaturen erreicht, die die thermische Belastungsgrenze des Wandmaterials übersteigen. Diese thermische Belastung der Brennkammerwände kann zu einem Totalausfall der gesamten Turbine führen. Daher ist es notwendig eine geeignete Kühlungsstrategie zu entwickeln, um die Brennkammerwände vor den Temperaturen innerhalb der Brennkammer zu schützen. Eine etablierte Technik ist die sogenannte Effusionskühlung, dabei wird durch Löcher in der Brennkammerwand Luft zugeführt, die sich dann über der Wand zu einem Kühlungsfilm entwickelt und so die Brennkammerwand vor der thermischen Ermüdung schützt [2].

Trifft die verdrallte Flamme des Brenners auf den Kühlungsfilm, kommt es zu stark transienten Strömungen und Mischungsphänomenen (Bild 1). Im Gegensatz zu einer LES können diese von einer Reynolds-gemittelten Navier-Stokes Simulation (RANS) nur schlecht abgebildet werden [3]. Eine wandaufgelöste LES einer kompletten Brennkammer wird jedoch auch in naher Zukunft die verfügbare Rechenleistung übersteigen [1]. Um die numerische Effizienz zu erhöhen, kann das Rechengebiet in ein hochaufgelöstes wandnahes und ein niedrigaufgelösten wandfernes Gebiet unterteilt werden. Zwischen diesen zwei Gebieten muss ein Interface die fehlenden aufgelösten Turbulenzen aus dem gröberen Gitter für das hochaufgelöste Gebiet synthetisch ergänzen (Bild 2).

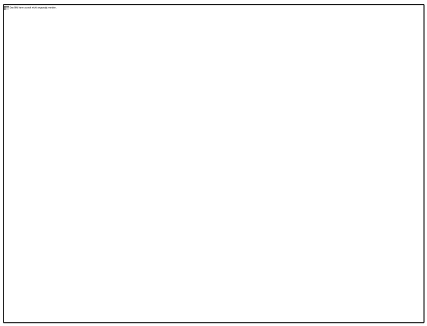


Bild 1: Strömungsfeld eines Drallbrenners mit Effusionskühlung

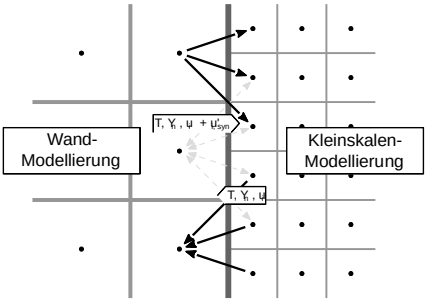


Bild 2: Prinzip eines LES/LES-Interfaces

Im Folgenden dargestellt wird nur der erste Schritt der Entwicklung dieses Interfaces. Dabei handelt es sich um erste Berechnungen eines Teilgebiets einer Brennkammer in Wandnähe, um im Vorfeld Phänomene und Beeinflussungen der Effusionskühlung zu identifizieren und zu charakterisieren.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Experimentelle und numerische Konfiguration

Den Simulationen lag als reale Applikation eine generische Brennkammer zur Validierung vor (vgl. Bild 1). Diese wurde am Institut für Reaktive Strömungen und Messtechnik an der Technischen Universität Darmstadt aufgebaut, betrieben und mittels Laserdiagnostik untersucht [4]. Der für diese Arbeit interessante Betriebspunkt lag bei einem Druck von p = 2,5 bar mit einem Massenfluss auf Seiten des Brenners von $\dot{m}_{Luft} = 30\,\frac{g}{s}$ und $\dot{m}_{CH_4} = 1{,}16\,\frac{g}{s}$ und einer Austrittstemperatur am Drallbrenner von $T_{Ein} \approx 610$ K. Einseitig wurde über ein angeschlossenes Luftplenum ein Massenstrom Kühlungsluft von $\dot{m}_{Eff} = 12{,}5\,\frac{g}{s}$ und einer Temperatur von $T_{Eff} = 623$ K durch 459 Effusionslöcher ($\emptyset_{Eff} = 0{,}7$ mm) in die Brennkammer geleitet. Die für die Validation genutzten Daten wurden durch die temperatursensitive nichtlineare Raman-Spektroskopie (CARS) gemessen. Die Messungen fanden in vier verschiedenen Abständen (proportional zu $\emptyset_{Eff}$) oberhalb zweier Effusionslöcher statt.

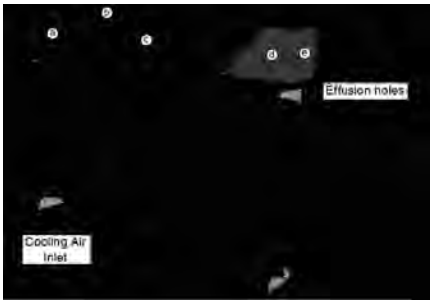


Bild 3: Geometrie des Ausschnittes

Um wandnahe Phänomene besser abzubilden und zu identifizieren, wurde ein hochaufgelöster Ausschnitt der Brennkammer simuliert, der nur 15 Effusionslöcher umfasst (Bild 3). Berechnet wurden drei Gitterauflösungen (2,5 mio (*Coarse*), 6,5 mio (*Medium*) und 22 mio (*Fine*) Zellen) mit einer Wandeinheit von $y^+_{Coarse} \approx 5$ bis $y^+_{Fine} \approx 1$ und einem Zellenwachstum von 1,1 von der Wand ausgehend. Die Ausdehnung der Rechendomain in die Brennkammer lag bei 10 Lochdurchmessern. Untersucht wurden zwei verschiedene numerische Konfigurationen des Rechengebietes. Beiden Konfigurationen wurden Einlassprofile übergeben, die aus einer zuvor schwach aufgelösten LES der kompletten Brennkammer generiert wurden. Übergeben wurden stationäre Mittelwerte der Geschwindigkeit, Temperatur und des Massenbruchs. Bei Konfiguration *A* wurde in zwei Seiten (a und b) ein Profil initialisiert und nur eine Seite (e) als Auslass definiert. Die übrigen Seiten (c und d) hatten periodische Randbedingungen. Konfiguration *B* hingegen hatte in einer weiteren Seite (c) ein Einlassprofil initialisiert und einen weiteren Auslass (d).

Der benutzte finite Volumen CFD-Code PRECISE-UNS ist im Besitz und wurde von Rolls-Royce Deutschland entwickelt.

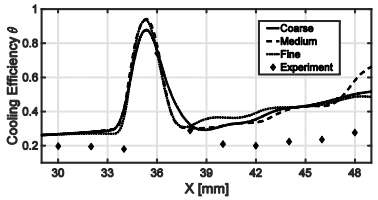
https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

3. Ergebnisse

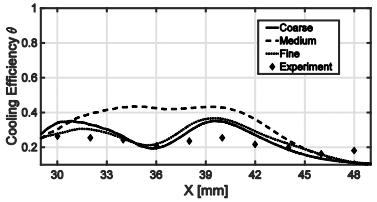
Validiert wurden die numerischen und experimentellen Ergebnisse durch die normierte Kühlungseffizienz θ gegeben durch

$$\theta = \frac{T_\infty - T}{T_\infty - T_{Eff}}.$$

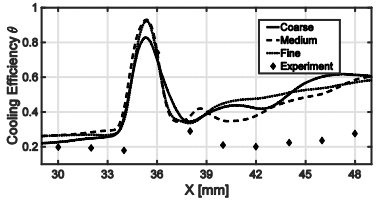
T beschreibt die lokale Temperatur und T_∞ die maximale Temperatur am numerischen Einlassprofil. In Bild 4 ist die Kühlungseffizienz der beiden untersuchten Konfigurationen von zwei Abständen über einem Effusionsloch aufgetragen. In Bild 4 (I) ist am Peak deutlich ablesbar, wo der Einfluss eines Effusionsloches auf θ am höchsten ist. Jedoch wird im Nachlauf des Kühlungsfilms eine höhere Effizienz hervorgesagt als im Experiment beobachtet wurde. Dies kann von dem fehlenden Einfluss der Rotationsgeschwindigkeiten des verdrallten Strömungsfeldes herrühren, durch die Vernachlässigung eines Einlassprofils in Konfiguration *A*. Der Kühlungsfilm ist dadurch stabiler und effizienter. Auch in einem Abstand von fünf Lochdurchmesser über der Lochplatte (Bild 4 (II)), kommt es zu starken Überhöhungen (*Coarse* und *Fine*) und Abweichungen (*Medium*), die im Experiment nicht beobachtet wurden.



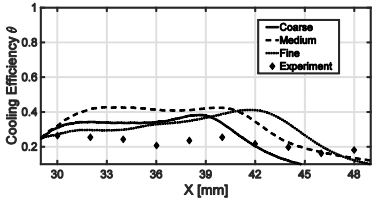
(I) θ ein Durchmesser über der Wand (*A*)



(II) θ fünf Durchmesser über der Wand (*A*)



(III) θ ein Durchmesser über der Wand (*B*)



(IV) θ fünf Durchmesser über der Wand (*B*)

Bild 4: Kühlungseffizienz θ beider untersuchten Konfigurationen über einem Effusionsloch

Wird dem Rechengebiet ein Einlassprofil hinzugefügt (Konfiguration *B*), um den Einfluss des Verdrallers zu berücksichtigen, kommt es zu stärkeren Schwankungen im Nachlauf des

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Effusionsloches bzw. zu einer leicht höheren Kühlungseffizienz (Bild 4 (III)). Der rotationsbehaftete Einfluss des Strömungsfeldes führt also zu einer Destabilisierung des Kühlungsfilms, verstärkte Mischungsphänomene in wandnähe können aber die Kühlungseffizienz wieder erhöhen. Diese wandnahen Mischungsphänomene könnten auch dazu führen, dass sich im Gegensatz zu *A* die Kühlungseffizienz fünf Lochdurchmesser über der Wand zu stabilisieren scheint (Bild 4 (IV)).

4. Ausblick

Aus den vorgestellten Ergebnissen wird deutlich, dass mit den bisher untersuchten Randbedingungen die Effusionskühlung nicht ausreichend genau dargestellt werden kann. Die Effusionskühlung innerhalb einer Brennkammer ist ein stark transienter Prozess, der nicht entkoppelt von der Strömung im Kern der Brennkammer numerisch abgebildet werden kann. Auf dem Weg zu einem LES/LES-Interfaces muss im nächsten Schritt der Einfluss von synthetischen Turbulenzen auf die Effusionskühlung untersucht werden, um für das spätere Interface das optimale Verfahren zu wählen. Ein weiterer zu untersuchender Punkt ist die räumliche Position und Ausdehnung des Interfaces. Hierfür wurde bereits damit begonnen durch LES-Qualitätskriterien die Auflösung der Gitter zu quantifizieren.

Erst nach diesen beiden Schritten kann das resultierende Interface implementiert werden, das dann ermöglichen soll, eine numerisch effiziente und wandaufgelöste LES einer vollständigen Brennkammer zu berechnen.

[1] Schmidt, S., & Breuer, M. (2014). Hybrid LES–URANS methodology for the prediction of non-equilibrium wall-bounded internal and external flows. Computers & Fluids, 96, 226-252.

[2] Lefebvre, A. H. (1998). Gas turbine combustion. CRC press.

[3] Mazzei, L., Andreini, A., Facchini, B., & Turrini, F. (2016). Impact of Swirl flow on combustor liner heat transfer and cooling: a numerical investigation with hybrid Reynolds-averaged Navier–Stokes large Eddy simulation models. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 138(5), 051504.

[4] Hermann, J. (2017). Laseroptische Untersuchung der Flamme-Kühlluft-Interaktion in einer effusionsgekühlten Brennkammer (Doctoral dissertation, Technische Universität Darmstadt).

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Verbesserung von Rostfeuerungen durch die Optimierung von Roststäben dargestellt anhand von Problemfällen und den dazu erarbeiteten Lösungen

Dipl.-Volksw. **T. Breiding**, WVT Breiding GmbH, Schwerte;

Kurzfassung

Feuer benötigt vor Allem zwei Dinge: Brennstoff und Sauerstoff. Gemeinhin gilt es als schwer, Feuer zu kontrollieren oder zu steuern. In Kraftwerken ist aber gerade die Steuerung besonders wichtig, denn nur eine homogene Feuerung ist in der Dampf- und Wärmeerzeugung effizient. Effizienz ist jedoch im Betrieb ein weit zu definierender Begriff und die Zielkriterien variieren je Betreiber: Auslastungsgrad, Kesselwirkungsgrad, Verfügbarkeit, Abgaswerteinhaltung, Planbarkeit, … diese Liste ist fortführbar. Doch wie ist es möglich, eine Feuerung so zu optimieren, dass sie den individuellen Effizienzkriterien des Betreibers genügt? Und wie ist es möglich, in einem so komplizierten und interagierenden Konstrukt Ursache und Wirkung auseinander zu halten? Bei jeder Veränderung an der Infrastruktur des Kessels stellt sich die Frage, wo fange ich an und wo höre ich auf? Inwieweit bin ich als Betreiber bereit, in die Verfahrenstechnik einzugreifen?

Wir als WVT Breiding GmbH haben in den vergangenen 32 Jahren Optimierungen entwickelt, die mit vergleichsweise einfachen Maßnahmen zu Verbesserungen hin zur homogenen Feuerung beitragen. Unsere optimierten Verschleißteile aus Guss werden dort eingesetzt, wo es sprichwörtlich brennt: im Herzen des Kessels. Jedoch sind unsere Optimierungen keine Operation am offenen Herzen, kein Eingriff in die Verfahrenstechnik oder Gesamtinfrastruktur des Kessels. Wir verändern die Geometrie von Roststäben und Düsen, optimieren konstant freibleibende Luftführungen und implizit die Zuführung von Primärluft, steuern das Flammenbild bzw. die Lage des Feuers, verlängern die Lebensdauer von Verschleißteilen, verringern Revisionsaufwendungen, senken das Risiko ungeplanter Stillstände, verringern Anbackungen an den Ausmauerungen und Überhitzern – und das **alles allein durch Veränderungen an den Verschleißteilen**. Unsere Eingriffe im Kessel sind lokal, doch die Effekte beeinflussen – ähnlich einem Herz-Kreislaufsystem des Menschen - eine Vielzahl anderer Bereiche im Betrieb des Kraftwerkes.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

1. Warum mit der Firma Breiding arbeiten? Mehrwert!

Als Familienbetrieb ist es unsere Maxime, dauerhaft den Firmenfortbestand zu sichern. Doch dies geht nicht „auf Kosten unserer Kunden“. Die Gegenleistungen, die wir erbringen, sind Produkte, die dem Kunden einen Mehrwert stiften. Jedes Geschäft mit der Firma Breiding soll ein Investment in die Zukunft sein. Im Versicherungsjargon gibt es den eher humoristischen Ansatz für den Kunden „anhauen, umhauen, abhauen“. So arbeiten wir nicht. Uns interessiert weniger die einmalige Lieferung von Verschleißteilen – nur der zufriedene Kunde kommt zur nächsten Revision wieder auf uns zu. Und bei vielen Kunden sind die Zeiträume zur Beurteilung unserer Leistungen sehr lang, oftmals sind z.B. Roststäbe bis zum Ersatz viele Jahre im Einsatz. Als Familienbetrieb ist uns eine lange, wiederkehrende Lieferanten-Kundenbeziehung wichtig. Nachhaltigkeit funktioniert, indem Kunden Produkte geboten werden, die höchsten qualitativen Ansprüchen genügen. Unser detailbezogenes Qualitätsmanagement stellt dies sicher.

Über Qualität allein kann ein Gusslieferant sich gegenüber vielen Marktbegleitern abgrenzen – aber vermutlich nicht gegenüber allen. Aus Aktivitäten von über 30 Jahren ausschließlich in der Kraftwerkstechnik bieten wir daher zusätzlich zum reinen Guss weiterentwickelte Ersatzteile, die den Bedürfnissen und Verschleißbildern unserer Kunden maßgeschneidert angepasst werden.

Wir wissen also nicht nur sehr viel über Guss. Wir wissen auch, wo diese Teile eingesetzt werden, welche Anforderungen an sie gestellt werden und wie sich Ursache und Wirkung in Verschleiß niederschlägt. Aktuell werden ca. 50% unserer Gussprodukte an die individuellen Belange des einzelnen Kunden angepasst.

„Innovation gibt es nicht umsonst!“ „Doch was nichts kostet, taugt auch nichts!“ „Wer billig kauft, kauft zwei Mal!“ Es gibt viele Redewendungen, die zu jeder Lebenslage passen. Aus unserer Sicht sollte eine Innovation nach Möglichkeit nicht mehr als das Standardprodukt kosten. Unser Ziel ist es, dem Kunden im Bezug unserer Produkte in der Produktion erzielte Synergien weiter zu geben. Wir bewegen mit einem vergleichsweise kleinen Team und flachen Hierarchien große Mengen Guss. Entstehende Mengenvorteile münzen wir in Preisvorteile für unsere Kunden um.

Was bedeutet das in Summe?

- Mengenvorteile führen unmittelbar zu Preisvorteilen für den Einkauf unserer Kunden.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

- Ein Qualitätsmanagement zur Gewährleistung, dass unsere Kunden exakt das Verschleißteil erhalten, das sie bestellt haben.
- Verbesserte Teile mit höherer Standzeit senken durch längere Einsatzzeiten mittelfristig die Kosten des Einkaufs im Wiederbezug.
- Senkung der Instandhaltungskosten durch vereinfachten Ersteinbau und längerem Einsatzturnus bis zum Austausch
- Eine höhere Effizienz im Betrieb der Feuerung mit vergleichsweise geringem Aufwand – geboten durch den Bezug von optimierten Gussteilen.

2. Welche Potentiale liegen in der Optimierung von Gussteilen?

Häufig ist die erste Maßgabe einer Anfrage an uns der niedrigste Preis bei kürzester Lieferzeit. Doch die eigentlichen Potentiale liegen in Verbesserungen und der kurz- bis mittelfristig wirkenden Optimierung von Gussteilen. Beispiele:

VERZICHT AUF ZUGSTANGEN

Wir haben verschiedene Verhakungssysteme entwickelt und patentieren lassen, die den Verzicht von Zugstangen möglich machen. Zugstangen sind aufwendig im Zusammenbau und dem folgenden Einbau in das Rostsystem. Darüber hinaus sind Bohrungen im Guss zur Führung der Zugstangen bei wiederkehrendem Wechsel von „warm/kalt“ (im Betrieb oder während des An- und Abfahrens) potentielle Gefahrenherde für Spannungsrisse im Roststab.

Verblockungen führen dazu, dass wenig Spiel zwischen Roststäben besteht – doch Spiel und Eigenbewegung ist wichtig, um Luftspalte zwischen den Roststäben offen zu halten. Zugesetzte Luftspalte sind das Ende einer jeden homogenen Feuerung.

Bild 1: Walzenroststab mit Gegenverriegelung

Bild 2: Dichtlippe gegen Rostdurchfall

Bild 3: Kralle als Verhakung

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bei Schlitzen zwischen den Stäben führt z.B. „unsere Kralle“ nicht nur dazu, dass Stäbe sich nicht aufstellen, sondern auch dazu, dass Luftspalte zwischen den Stäben konstant frei und im Querschnitt gleichbleibend definiert bleiben. Ohne Kralle setzen sich Fremdkörper (Steine, Schrauben,…) während des Anfahrens häufig in die Spalte zwischen den Stäben, vergrößern in Summe die austretenden Luftmengen durch den Rost und üben im schlimmsten Fall Druck auf die Seitenplatten bzw. Ausmauerungen aus. Ein Klemmen des Rostes im Hub ist möglich. Dieses Risiko wird durch die Verhakung und die dadurch definierten Spalte deutlich gesenkt.

WERKSTOFFE - DEREN EIGENSCHAFTEN IM GIEßVERFAHREN UND IM BETRIEB

Die Variation von Werkstoffen bietet eine Bandbreite von Möglichkeiten. Je nach Brennstoff und Heizwert kann entlang des Werkstoffschlüssels eine verbesserte Hitzebeständigkeit oder Oberflächenhärte gegen Abrasion erzielt werden. Wir sind aber nicht an die Werkstoffe des Stahlschlüssels gebunden und haben erfolgreich neue Legierungen entwickelt und eingesetzt.

Je nach Bestandteil und Anteil einzelner Legierungen lassen sich Werkstoffe unterschiedlich gießen, d.h. die Fließfähigkeit bei Einhaltung der optimalen Gießtemperatur ist unterschiedlich. Bei Einguss in den Formkasten, je nach Geometrie des geplanten Bauteils, können Lunker in kritischen Bereichen entstehen. Daher achten wir bei jeder Neukonstruktion auf optimal gießfähige Geometrien in der Wechselwirkung mit dem Werkstoff, fügen Radien ein und senken die Risiken der Lunkerbildung an kritischen Masseübergängen. Auch die Position von Anguss und Steiger haben Einfluss auf die Lebensdauer eines Roststabes.

Je nach Betriebsanforderungen an das einzusetzende Gussteil werden also individuell die optimalen Gießverfahren, möglichst gießfreundliche Geometrien und passende Werkstoffe verwendet.

ROSTABDESIGN

Bestimmte Parameter eines Roststabes sind durch den Erstausrüster fest vorgegeben. Zu nennen sind insbesondere die Höhe, die Länge, der Hub und der Querschnitt der Wellenauflage. Entlang der festen Parameter verändern wir je nach individuellen Rahmenbedingungen verschiedene Geometrien der Roststäbe.

Ein Beispiel: Verdoppeln wir die Breite eines Roststabes, erzielen wir Gewichtseinsparungen von ca. 20% gegenüber zwei Einzelstäben. Diese Einsparung kann entweder a) der Einkauf realisieren oder b) wir setzen den frei werdenden Gusspuffer ein, um dem Stab mehr

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Schleißflächen zu geben und somit widerstandsfähiger zu machen, z.B. Fuß, Brennbahn, Lauffläche, Kühlrippen, ... Unsere Kunden erhalten also entweder eine Ersparnis im Bezugspreis oder einen widerstandsfähigeren Roststab, der länger eingesetzt werden kann.

BEARBEITUNG

Auch Bearbeitungen bieten Einsparpotentiale. Technische Zeichner ohne Hintergrundwissen der Gießprozesse legen häufig Maße fest, die gießtechnisch nur mit Bearbeitung zu erreichen sind. Wir legen Toleranzen bei neu kreierten Roststäben so fest, dass eine Bearbeitung nicht nötig ist – die Teile aber im Einsatz keine Beeinträchtigung erfahren. Zudem sind bearbeitete Flächen häufig eher als optisches Schönheitsmerkmal zu sehen - doch ist dies z.B. bei einem Roststab nötig? Haben die Roststäbe einmal das Feuer gesehen, ist jeglicher optischer Schönheitseffekt eines Roststabes verloren. Es können pro bearbeitete Seite eines Roststabes schnell bis zu 20 Euro anfallen – Beträge, die sich im Einkauf hoch summieren. Hier liegen erhebliche Einsparpotentiale.

LUFTFÜHRUNGEN

Je nach Ausführung des ursprünglichen Roststabes verändern wir dessen Luftführung(en). Ziel: optimale Kühlung von Roststäben, im Betrieb frei bleibende Luftspalte und eine planbare Versorgung der Feuerung mit Primärluft. Aufbrennende Luftführungen oder überhitzende Roststabköpfe sollen vermieden werden. Darüber hinaus verwenden wir für Rostumbauten häufig ein eigens entwickeltes Rostkonzept, in dem wir die Position des Feuers über variierende Luftmengen in Bereichen des Rostes steuern. Insbesondere die Roströnder sind häufig durch das Feuer angegriffen, z.B. aus geringerer Brennbetthöhe und Luft, die sich an den Seiten des Rostes den Weg des geringsten Widerstandes in das Feuer sucht. Mit unserem Luft-/Rostkonzept steuern wir das Feuer von den Rändern weg - mit verhältnismäßig wenig Rostluftdurchlässigkeit. Mit speziell ausgeführte Seitenplatten verhindern den Aufbau von Wechten an den Wänden. Ergebnis: die Ausmauerungen werden geschützt, die Revisionsaufwendungen werden verringert, das Risiko von Gewaltbrüchen durch herabstürzende Schlackeanbackungen sinkt, wodurch schlussendlich auch das Personal bei Reinigungs- und Rostrevisionen geschützt wird.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

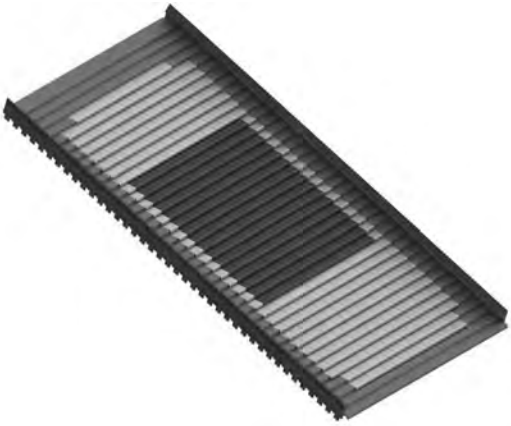


Bild 4: WVT Breiding Rostkonzept nach Luftdurchlässigkeit (grün = keine bis wenig, gelb = mehr, rot = viel Luft).

Aus diesen und vielen anderen Varianten der Rost(stab-)optimierungen resultiert ein möglichst homogenes Feuer.

VON DER FEUERUNG AUSGEHENDE WECHSELWIRKUNGEN AN ÜBERHITZERN

Hotspots, lokale Temperaturschwankungen auf dem Rost oder dauerhafte Schieflagen des Feuers erhöhen die Wahrscheinlichkeit von Belägen an den Überhitzerpaketen. Im Umkehrschluss senkt ein homogenes Feuer die Wahrscheinlichkeit von Belägen. Grundsätzlich empfehlen wir den flächigen Schutz der Überhitzerrohre mit den sogenannten „Breiding Gussschutzschalen“ – insbesondere gegen Korrosion und Abrasion (bei Einsatz von Rußbläsern und/oder hohen Rauchgasgeschwindigkeiten).

Bild 5: Breiding Schutzschale

Bild 6: Akkupresse

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Primäres Ziel der von uns entwickelten Schutzschalen ist die Verringerung der Ausfallwahrscheinlichkeit durch Rohrreisser. Resultat: Durch die längerer Standzeit – der Faktor liegt bei ca. 2 bis 3 im direkten Vergleich zu Sicromal-/Blechschutzschalen – verringern sich Austauschaufwendungen für Neubezug und Montage. Im Anlagenneubau gehören die „Breiding Schalen“ zum Standardinventar, da diese die aus OEM Sicht so wichtige Lebensdauer der Gewährleistungszeiträume überschreiten.

Unsere Schutzschalen werden stetig weiter entwickelt. Neben unterschiedlich optimierten Werkstoffen für die Brennstoffe Biomasse, Kohle oder Müll haben wir diverse Schalenausführungen entwickelt. Die einfache Montage (Anpressen von Laschen an die Rohre) wird mit Hilfe einer Akkupresse durchgeführt – es ist kein hochqualifiziertes Servicepersonal oder Schweißer nötig. Auch ein 360° Schutz der Rohre und Tragrohre ist möglich. Durch Nut- und Feder sowie Verkröpfung finden die Schalen starken Halt an den Rohrleitungen. Individuell angefertigte Bögen werden an sämtliche Verläufe der Rohrleitungen, ob Innen- oder Außenbogen, angepasst. Die Schutzschalen sind für jeden Rohrdurchmesser erhältlich.

Bild 7: Breiding Schutzschale ohne nennenswerten Verschleiß vs. Blechschutzschale mit Rohrreisser im direkten Vergleich

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

2. Welche Potentiale liegen in der Optimierung von Gussteilen?

Der eingangs beschriebene Einsatz der WVT Breiding ist im Markt ein Alleinstellungsmerkmal. Unser Team begeht pro Woche zwischen 3 und 6 Roste – systemübergreifend bzw. anlagentyp-unabhängig. Über 32 Jahre haben wir, begünstigt durch unsere Konzentration auf Feuerungsanlagen, viele Verschleißbilder gesehen und analysiert. Querverbindungen und Situationen wie: „dieses Verschleißphänomen haben wir bereits an Ort A gesehen, auch wenn hier ein Rost B im Einsatz ist“ sind bei uns Tagesgeschäft. Aufgrund unserer gewachsenen Expertise sind in den vergangenen Jahren zunehmend Erstausrüster auf uns zu gekommen, für die wir Roste entwickelt haben.

Im Folgenden zeigen wir Ausschnitte, welche Situationen wir bei Rostinspektionen vorfinden.

Bild 8: Verstopfte Düsen

Bild 9: Alu Rückstände unter dem Rost

Bild 10: Verformte Stäbe

Bild 11: Überhitzte Köpfe

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 12: Auswaschungen

Bild 13: Fremdstoffe zwischen den Stäben

Bild 14: Kontraproduktive Bündelungen

Bild 15: Verbrannte Köpfe

Bild 16: Überfahrende Luftspalte

Bild 17: Aufgebrannte Düsen

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 18: Gebrochene Walzenroststäbe

Bild 19: Brennstoff ist nicht gleich Brennstoff.

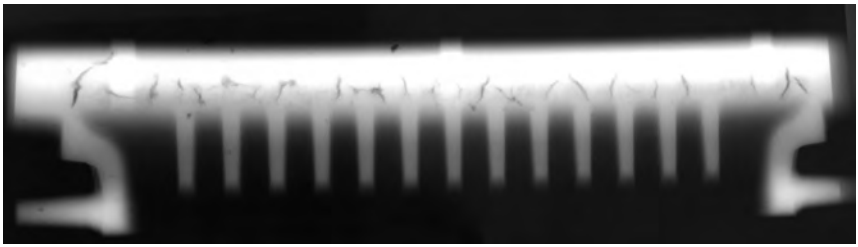


Bild 20: Schwachstellen, resultierend aus einer Kombination von Werkstoff und Geometrie

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

Bild 21: Verschlackung in der Trocknungszone

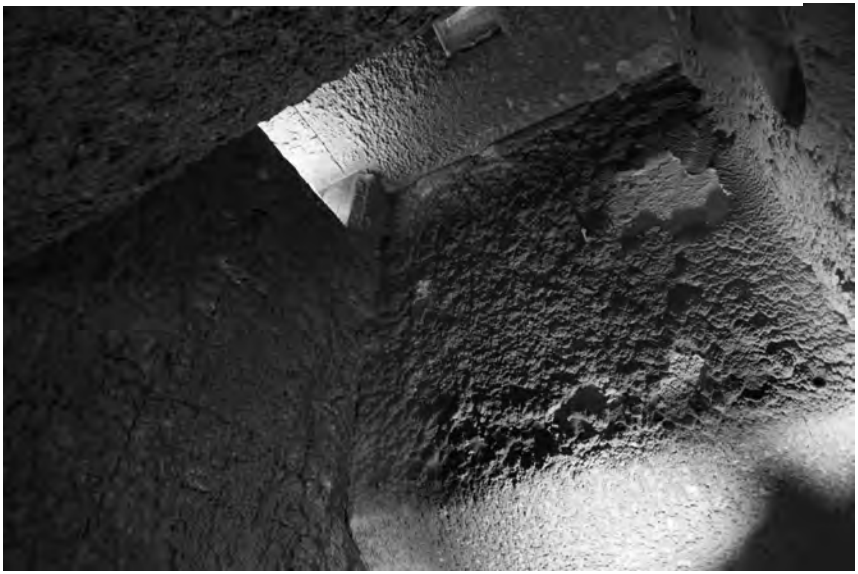


Bild 22: Anbackungen als Risiko für Servicepersonal

https://doi.org/10.51202/9783161023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.

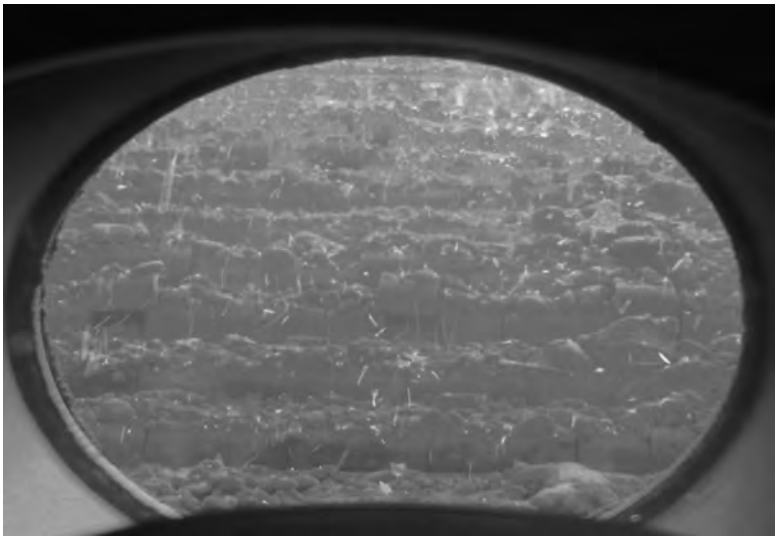


Bild 23: Aufgestellte Stäbe

3. Fazit

Rostweiterentwicklungen haben den großen Vorteil, nur eine Peripherie der Gesamtanlage angegangen wird, ohne die Fahrweise oder die Verfahrenstechnik ändern zu müssen. Größere Umbauten sind neben dem Austausch der Roststäbe (i.d.R.) nicht nötig. Wir als WVT Breiding bringen unsere Erfahrungen in Optimierungen ein und entwickeln gemeinsam mit unseren Kunden neue Verschleißteile - je nach Zielkatalog des Betreibers.

Sprechen Sie uns an – lassen Sie uns gemeinsam Mehrwerte schaffen.

https://doi.org/10.51202/9783181023020 - Generiert durch IP 216.73.216.60, am 24.01.2026, 04:17:21. © Urheberrechtlich geschützter Inhalt. Ohne gesonderte Erlaubnis ist jede urheberrechtliche Nutzung untersagt, insbesondere die Nutzung des Inhalts im Zusammenhang mit, für oder in KI-Systemen, KI-Modellen oder Generativen Sprachmodellen.