

Reihe 6

Energietechnik

Nr. 622

Jan Claas Scheffler M. Sc.  
Hamburg

## Physikalische Modellierung einer Kohlemühle im Kontext der Regel- leistungsbereitstellung



# Physikalische Modellierung einer Kohlemühle im Kontext der Regelleistungsbereitstellung

Vom Promotionsausschuss der  
Technischen Universität Hamburg  
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Jan Claas Scheffler

aus

Lübeck

2020

1. Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. Alfons Kather
2. Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. Henning Zindler
Vorsitzender des Prüfungsausschusses:	Prof. Dr.-Ing. Christian Becker
Tag der mündlichen Prüfung:	16. Januar 2020

# Fortschritt-Berichte VDI

Reihe 6

Energietechnik

Jan Claas Scheffler M.Sc.  
Hamburg

Nr. 622

Physikalische Modellierung  
einer Kohlemühle im  
Kontext der Regel-  
leistungsbereitstellung

VDI verlag

Scheffler, Jan Claas

## **Physikalische Modellierung einer Kohlemühle im Kontext der Regelleistungsbereitstellung**

Fortschr.-Ber. VDI Reihe 6 Nr. 622. Düsseldorf: VDI Verlag 2020.

134 Seiten, 56 Bilder, 17 Tabellen.

ISBN 978-3-18-362206-1, ISSN 0178-9414

€ 52,00/VDI-Mitgliederpreis € 46,80.

**Für die Dokumentation:** Systemsimulation – physikalische Modellierung – Dynamik – Kohlemühle – Steinkohle – Dampfkraftprozess – Sekundärregelleistung – Doppelhöcker – Modelica – Flexibilisierung

In der vorliegenden Arbeit wird der Einfluss der Kohlemühle auf das Lastwechselverhalten des steinkohlebefeuchten Dampfkraftprozesses untersucht. Dazu wird ein physikalisches Modell einer Steinkohlemühle entwickelt, verifiziert und mit Betriebsmessdaten validiert. Das validierte Mühlenmodell wird mit einem umfassenden Modell eines Steinkohlekraftwerks gekoppelt. Anschließend werden die Mühlensteuergrößen Primärluftmassenstrom, Siebterdrehzahl und Mahlwalzendruck in verschiedenen Szenarien geregelt und übersteuert. Als Grundlage aller Szenarien dient stets das Präqualifikationsverfahren zur Bereitstellung von Sekundärregelleistung, der sogenannte Doppelhöckertest. Die Bewertung der verschiedenen Regelungskonzepte erfolgt anhand der bereitgestellten elektrischen Nettoleistung des Gesamtprozesses.

### **Bibliographische Information der Deutschen Bibliothek**

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliographie; detaillierte bibliographische Daten sind im Internet unter [www.dnb.de](http://www.dnb.de) abrufbar.

### **Bibliographic information published by the Deutsche Bibliothek**

(German National Library)

The Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliographie (German National Bibliography); detailed bibliographic data is available via Internet at [www.dnb.de](http://www.dnb.de).

© VDI Verlag GmbH · Düsseldorf 2020

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Fotokopie, Mikrokopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen, im Internet und das der Übersetzung, vorbehalten.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 0178-9414

ISBN 978-3-18-362206-1

## Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Energietechnik an der Technischen Universität Hamburg.

An erster Stelle gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Alfons Kather für die Möglichkeit zur Promotion, seine Art den Dingen ihren Lauf zu lassen und zum richtigen Zeitpunkt mit wertvollen Ratschlägen zu unterstützen. Auch danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Henning Zindler für seine Diskussionsbereitschaft, seine wertvollen Hinweise und für die Übernahme des Zweitgutachtens. Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Becker danke ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Außerdem möchte ich mich bei meinen Kolleginnen und Kollegen für die gemeinsame Zeit am Institut bedanken. Ich werde gerne an die Kickerspiele, gemeinsame Kurzurlaube und besuchte Karnevalsfeiern zurückdenken. Besonders danke ich Herrn Rafailidis, der mir mit der Übernahme jeglicher organisatorischer Aufgaben stets den Rücken freihielt. Mein persönlicher Dank gilt Herrn Jan Braune für seine stets ungetrübt gute Laune im Büroalltag und seine Unterstützung bei der Arbeit mit Modelica® und bei allen weiteren Herausforderungen.

Bei Herrn Theodor Kinn und Herrn Volker Heinz bedanke ich mich für die Bereitstellung der notwendigen Validierungsdaten, ohne die diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre. Auch gilt mein Dank Herrn Hartmut Rapp und Herrn Jens-Peter Thiel für ihre Expertise, die sie bereitwillig mit mir teilten.

Meinen Eltern und meiner Familie danke ich von ganzem Herzen für ihre Unterstützung nicht nur während des Studiums und für die gemeinsamen Wochenenden in der Heimat. Ganz besonders und nicht zuletzt danke ich Eva für ihre Unterstützung beim Lektorat dieser Arbeit, die notwendige Ablenkung und die gemeinsame Zeit für die wirklich wichtigen Dinge im Leben.

Hamburg, im Januar 2020

Jan Claas Scheffler





# Inhaltsverzeichnis

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis.....	VII
1 Einleitung.....	1
1.1 Motivation.....	2
1.2 Vorgehensweise .....	3
2 Stand der Technik .....	5
2.1 Kohlemühlen .....	5
2.2 Modellierung von Kohlemühlen.....	8
3 Modellbildung .....	11
3.1 Mahlen.....	12
3.2 Transport .....	24
3.3 Sichten .....	28
3.4 Trocknen .....	30
3.5 Modellierung der Gasphase .....	32
4 Bewertung der Modellgüte.....	34
4.1 Verifizierung.....	34
4.2 Validierung.....	38
4.3 Sensitivitätsrechnungen.....	49

5	Einfluss der Mühlendynamik auf den Gesamtprozess .....	53
5.1	Beschreibung des Kraftwerksmodells.....	53
5.2	Bereitstellung von Systemdienstleistungen .....	60
5.3	Das Referenzszenario .....	62
5.4	Variation der Mühlensteuergrößen.....	72
5.5	Potenzial der Kohlemühle .....	86
6	Zusammenfassung .....	103
	Anhang .....	106
	Literatur .....	113

# Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Wenn nicht zusätzlich gekennzeichnet, sind alle physikalische Größen in SI-Einheiten angegeben.

## Abkürzungen

BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Energie
DeNO <sub>x</sub>	Rauchgasentstickung
DGL	Differenzialgleichung
EEG	Erneuerbare Energien Gesetz
HD	Hochdruck
HGI	Hardgrove-Index
LuVo	Luftvorwärmer
MPS	Mühle, Pendel, Schüssel
MW-Druck	Mahlwalzendruck
ND	Niederdruck
PrimLu	Primärluft
Ref.	Referenz
Rezi	Rezirkulation
STABW	Standardabweichung
SRL	Sekundärregelleistung
VDN	Verband der Netzbetreiber
waf	wasser- und aschefrei

## Lateinische Symbole

A	Fläche
$A_M$	Mantelfläche
$A_R$	Kreisringfläche
$B, \underline{B}$	Bruchfunktion, Bruchmatrix
b	Breite
$c_w$	Widerstandsbeiwert
$c_{hydr}$	hydraulische Federkonstante
d	Durchmesser
$d_{50,3}$	massenbezogener mittlerer Korndurchmesser
F	Kraft
G	Übertragungsfunktion
g	Erdbeschleunigung
h	Höhe
h	spezifische Enthalpie
$\Delta h_v$	spezifische Verdampfungsenthalpie
$K_v$	Volumenanteil Partikel
m	Masse
N	Anzahl
n	Drehzahl
P	Leistung
p	Druck
Q	Energie in Form von Wärme
r	Radius
$S, \underline{S}$	Auswahlfunktion, Auswahlmatrix
$s_0$	Grundwert der Zerkleinerung
T	Temperatur
T	Trennfunktion
t	Zeit
U	innere Energie
u	Absolutgeschwindigkeit der Partikel

### Lateinische Symbole (Fortsetzung)

u	Eingangssignal
V	Volumen
v	Geschwindigkeit des Gases
w	Relativgeschwindigkeit der Partikel
y	Ausgangssignal

### Griechische Symbole

$\alpha_B$	Böschungswinkel
$\beta$	Winkel Archimedische Spirale
$\eta$	Wirkungsgrad
$\xi$	Massenanteil
$\rho$	Dichte
$\sigma$	Standardabweichung
$\Phi$	Umlaufzahl
$\varphi_i$	innerer Reibungswinkel
$\omega$	Winkelgeschwindigkeit

## Indizes

el	elektrisch
f	fluid
FD	Frischdampf
grenz	Grenzwert
hydr	Hydraulik
K	Korn/Partikel
Kond	Kondensator
krit	kritisch
KS	Kohlenstaub
MWD	Mahlwalzendruck
N	Normzustand
nom	nominal
norm	normiert
PL	Primärluft
r	radial
Reib	Reibung
RK	Rohkohle
s	Sättigung
SG	Schüttgut
SWB	Speisewasserbehälter
t	tangential
th	thermisch
Verl	Verlust
ZT	Zuteiler
zu	zugeführt
ZÜ	Zwischenüberhitzung

## Kurzfassung

Bei der heutigen Erzeuger- und Netzinfrastruktur und dem gegebenen Strommarktdesign dienen konventionelle Kraftwerke der Deckung der Residuallast sowie der Bereitstellung der Systemdienstleistungen. An konventionelle Kraftwerke wird dadurch die Anforderung des Betriebs bei niedrigen Teillasten und mit hohen Laständerungsgeschwindigkeiten gestellt. Die Stromerzeugung in einem konventionellen steinkohlebefeuerten Dampfkraftwerk ist jedoch nicht beliebig schnell anpassbar. Unter anderem übt das Speicher- und Transportverhalten der Kohlemühle erheblichen Einfluss auf die Dynamik des Gesamtprozesses aus.

In dieser Arbeit wird der Einfluss der Kohlemühle auf das dynamische Verhalten eines steinkohlenbefeuerten Dampfkraftprozesses untersucht. Dazu wird die Kohlemühle auf Basis physikalischer Gleichungen modelliert. Das Kohlemühlenmodell wird verifiziert und mit Betriebsmessdaten in verschiedenen Szenarien validiert. Anschließend wird das validierte Mühlenmodell mit dem Modell eines Referenzkraftwerks gekoppelt. Das gewählte Szenario aller Simulationen ist der sogenannte Doppelhöckertest, welcher die Präqualifikationsbedingungen zur Bereitstellung von Sekundärregelleistung beschreibt. Es werden verschiedene Szenarien definiert, in welchen die Mühlensteuergrößen Primärluftmassenstrom, Mahlwalzendruck und Sichterzahl sowie der Gradient des Leistungssollwerts variiert werden. Die Ergebnisse werden einem Referenzszenario gegenübergestellt. Die Bewertungsgrundlage sind stets die Anforderungen des Doppelhöckertests an die bereitgestellte elektrische Nettoleistung am Generator.

Ohne die Regelung der genannten Mühlensteuergrößen benötigt der Prozess im Referenzszenario  $\Delta t_{100} = [466 \text{ s}, 676 \text{ s}]$  um eine Sekundärregelleistung von 10 % der nominalen Nettoleistung bereitzustellen. Eine kombinierte Regelung aus allen drei Mühlensteuergrößen führt zu einer Reduktion der Anstiegszeit auf  $\Delta t_{100} = [327 \text{ s}, 343 \text{ s}]$ . Die zusätzliche Übersteuerung der Mühlensteuergrößen kann die Anstiegszeiten weiter reduzieren, ist jedoch stets mit Ausgleichseffekten verbunden, welche zum anschließenden Unterschwingen der Sekundärregelleistung führen können. Die Erhöhung des Gradienten des Leistungssollwerts führt zu Anstiegszeiten von  $\Delta t_{100} = [286 \text{ s}, 283 \text{ s}]$ , bewirkt jedoch ebenfalls ein Unterschwingen. Durch die Reduktion der Sekundärregelleistung auf 8 % der nominalen Nettoleistung können die Präqualifikationsbedingungen erfüllt werden.





# 1 Einleitung

Der Gedanke der Nachhaltigkeit und des Klimaschutzes hat in den letzten Jahren gesellschaftlich und politisch stark an Bedeutung gewonnen. Die Europäische Union gibt mit ihren verbindlichen Klimazielen für das Jahr 2020 den politischen Rahmen vor [1]. Weitere Ziele werden durch das Pariser Übereinkommen für das Jahre 2050 formuliert [2]. Die Umsetzung dieser Ziele auf nationaler Ebene regelt in Deutschland seit dem Jahre 2000 das Erneuerbare Energien Gesetz (EEG) in seinen verschiedenen Novellierungen [3]. Den größten Anteil der regenerativen Stromerzeugung stellen mit 17,8 % der Bruttostromerzeugung im Jahre 2016 die Windenergie und die Photovoltaik [4]. Der Stromerzeugung aus Windenergie und aus Photovoltaik ist dabei ihr fluktuierender Charakter gemein [5 – 7]. Außerdem ist diese Stromerzeugung nicht beliebig regelbar und nicht unmittelbar für die Bereitstellung von Systemdienstleistungen qualifizierbar [8]. Strom aus diesen fluktuierenden erneuerbaren Quellen wird jedoch vorrangig ins Netz eingespeist.

Bei der heutigen Erzeuger- und Netzinfrastruktur und dem gegebenen Strommarktdesign dienen konventionelle Kraftwerke der Deckung der Residuallast sowie der Bereitstellung der Systemdienstleistungen. Durch den verstärkten Zubau der erneuerbaren Energien wird sich dieses Betriebsregime auch in absehbarer Zukunft nicht ändern [9 – 11].

An konventionelle Kraftwerke wird dadurch die Anforderung des Betriebs bei niedrigen Teillasten und mit hohen Laständerungsgeschwindigkeiten gestellt. Die Stromerzeugung in einem beispielsweise steinkohlebefeuerten Dampfkraftwerk ist jedoch nicht beliebig schnell anpassbar. Die Energieumwandlung von der im Brennstoff gespeicherten chemischen Energie zu elektrischem Strom ist mit verschiedenen Trägheiten behaftet. Neben dem Dampferzeuger, welcher große Massen Wasser und Wasserdampf enthält und selbst aus einer nicht zu vernachlässigen Masse Stahl besteht, bringt besonders das Aufbereiten der Steinkohle in der Kohlemühle Trägheit in das System ein [12, 13].

Das Speicher- und Transportverhalten der Kohlemühle übt erheblichen Einfluss auf die Dynamik des Gesamtprozesses aus. Eine Erhöhung der Rohkohleaufgabe führt erst

verzögert zu einem Anstieg des Kohlenstaubmassenstroms, welcher zum Brenner gelangt. Die Feuerungswärmeleistung folgt somit nicht direkt der Rohkohlezufuhr. Das Zeitverhalten der Kohlemühle wird einerseits von den Eigenschaften der aufgegebenen Rohkohle wie zum Beispiel ihrer Mahlbarkeit beeinflusst, andererseits wirken sich die Mühlensteuergrößen der Kohlemühle wie der Mahlwalzendruck, der Primärluftmassenstrom oder die Sichterzahl auf den Kohlenstaubaustrag aus [12, 13].

Im Hinblick auf die aktuelle und zukünftige Rolle konventioneller Kraftwerke auf dem Strommarkt stellt die Kohlemühle daher eine wesentliche Komponente dar, um die Stabilität des Stromnetzes zu gewährleisten und einen Beitrag zum Gelingen der Energiewende zu leisten.

### 1.1 Motivation

Die Systemsimulation stellt ein modernes Werkzeug zur Abbildung des dynamischen Verhaltens von Dampfkraftwerken dar. Mithilfe eines geeigneten Simulationsmodells können verschiedenste Fragestellungen untersucht werden, ohne aufwendige Feldversuche durchführen und die Anlage Risiken aussetzen zu müssen. Neben der Optimierung von Betriebsstrategien oder der Betrachtung spezieller Betriebsszenarien kann die dynamische Systemsimulation als Grundlage für den Entwurf und die Auslegung von Regel- und Leittechnik oder für neue modellbasierte Regelkonzepte dienen [14, 15].

In der Systemsimulation werden Simulationsmodelle auf Basis physikalischer Gleichungen aufgebaut. Die Vorteile hierbei liegen in interpretierbaren Modellen mit einem breiten Gültigkeitsbereich. Entwicklungsumgebungen wie die *Modelica*®-Bibliothek *ClaRa* oder der Kraftwerkssimulator *APROS*® enthalten detaillierte physikalische Beschreibungen vieler Kraftwerkskomponenten [16, 17]. Die Kohlemühle hingegen wird in der Systemsimulation üblicherweise mit Hilfe parametrierter Übertragungsfunktionen als semi-empirisches Modell mit engen Gültigkeitsbereichen formuliert [18].

Vor dem Hintergrund betrachtet, dass die Mühle wesentlichen Einfluss auf die Kraftwerksdynamik ausübt, liegt hier ein Ungleichgewicht vor. An dieser Stelle setzt diese Arbeit an, um die Systemsimulation auf eine einheitliche, physikalische Grundlage zu stellen. Es wird ein physikalisch interpretierbares Modell einer Steinkohlemühle aufgebaut, welches die Anzahl empirischer Parameter reduziert und so ein breites Anwendungsgebiet

eröffnet. Damit wird ein Beitrag zur ganzheitlichen Systemsimulation von Dampfkraftwerken geleistet, um diese als Werkzeug für die eingangs genannten Anwendungsgebiete zu nutzen.

Besonders für Untersuchungen des Einflusses der Mühlendynamik auf den Gesamtprozess ist die Systemsimulation ein probates Mittel. Die Kohlemühle reagiert empfindlich auf eine Änderung ihrer Steuergrößen. Stationäre Zustände stellen sich erst nach mehreren Minuten ein. Die Änderung des Mahlwalzendrucks oder die Übersteuerung des Primärluftmassenstroms an einer realen Anlage können von Laufunruhe bis hin zur Überschüttung der Mühle und anschließender Notabschaltung führen [19]. Darüber hinaus bringt die Formulierung physikalischer Gleichungen einen Mehrwert in der Interpretierbarkeit der Ergebnisse und für das Verständnis der Vorgänge innerhalb der Kohlemühle mit sich.

## 1.2 Vorgehensweise

Dem Aufbau des Mühlenmodells geht eine Literaturrecherche zu den physikalischen Prozessen innerhalb einer Kohlemühle voran. Nach der Identifikation dieser Prozesse wird der Gesamtprozess der Kohlevermahlung innerhalb der Mühle in Teilprozesse unterteilt. Dieser Ansatz der Modularisierung erlaubt sowohl die isolierte Betrachtung der einzelnen Teilprozesse als auch eine einfache Adaptierung des Mühlenmodells in der Anwendung. Nach der Identifikation und Abgrenzung der Teilprozesse schließt sich deren mathematische Formulierung an. Bereits hier wird deutlich, welche Parameter in die Modellierung eingehen.

Die Implementierung der identifizierten Prozesse, der Aufbau der Module und die darauffolgende Kombination zum Mühlenmodell erfolgt in der Programmiersprache *Modelica*® [17]. Das erstellte Mühlenmodell wird anschließend verifiziert, um korrektes physikalisches Verhalten sicherzustellen. Es ist unter anderem die Wegunabhängigkeit der Zustandsgrößen sowie die Geschlossenheit von Massen- und Energiebilanzen zu prüfen. Nach der Verifizierung des Mühlenmodells schließt sich die Phase der Validierung an. Zunächst wird das erstellte Modell nach einer Referenzkohlemühle parametrisiert. Danach werden positive und negative Sprünge der Mühlensteuergrößen simuliert. Die Ergebnisse

dieser Simulationen werden Betriebsmessdaten der Referenzmühle gegenübergestellt und anhand des Kohlenstaubmassenstroms zum Brenner bewertet.

Nach der Validierung des Mühlenmodells erfolgt die Untersuchung der Auswirkungen des Kohlemühlenbetriebs auf den Gesamtprozess anhand eines Kraftwerksmodells. Als grundlegendes Szenario wird der Doppelhöckertest gewählt, welcher die Anforderungen der Präqualifikation zur Bereitstellung von Sekundärregelleistung definiert. Dieser Test stellt hohe Anforderungen an den Mühlen- und Kraftwerksbetrieb. In verschiedenen Szenarien werden die Mühlensteuergrößen Primärluftmassenstrom, Mahlwalzendruck und Sichterzahl variiert. Die Bewertung erfolgt anhand der Qualität der Doppelhöckerkurve der bereitgestellten Sekundärregelleistung. Ziel der Untersuchungen ist es, eine Aussage darüber zu erhalten, inwieweit sich das Verhalten des Gesamtsystems im untersuchten Szenario durch eine gezielte Anpassung des Betriebs der Kohlemühle verbessern lässt.

## 2 Stand der Technik

Seit der Einführung der ersten Staubfeuerungen in den 1920er-Jahren sind Kohlemühlen unverzichtbare Komponenten von Kohlekraftwerken [20]. Dabei bestehen wesentliche Unterschiede zwischen den Kohlemühlen für die Vermahlung von Braun- und Steinkohle. In dieser Arbeit wird ausschließlich auf Steinkohle und Anlagen zur Vermahlung von Steinkohle eingegangen. Abschnitt 2.1 gibt eine Zusammenfassung zum Stand der Technik. Darauf folgt in Abschnitt 2.2 ein Überblick über die unterschiedlichen Ansätze zur Modellierung von Kohlemühlen und in der Literatur verfügbare Mühlenmodelle.

### 2.1 Kohlemühlen

Steinkohle weist je nach Herkunft Unterschiede in ihren Eigenschaften und ihrer Zusammensetzung auf. Von besonderer Bedeutung sind die Anteile an Wasser und flüchtigen Bestandteilen. Zusätzlich interessiert die Mahlbarkeit der Kohle, welche in Form des Hardgrove-Index (HGI) angegeben wird.

Der Wasseranteil der Rohkohle beträgt in der Regel etwa 9 Massen-%, liegt teilweise aber auch deutlich höher. Um die Zündung der Kohlepartikel und einen möglichst vollständigen Ausbrand zu gewährleisten, muss die Kohle auf ca. 2 Massen-% getrocknet werden, bevor sie zum Brenner gelangt. Außerdem ist die Kohle möglichst fein zu vermahlen. Ein Maß hierfür ist durch den Massenrückstand auf dem 90  $\mu\text{m}$ -Sieb gegeben. Die Mahlbarkeit von Anthraziten liegt bei Hardgrove-Indizes von ca. 30 °H und erreicht für sehr weiche Fettkohlen Werte von bis zu 110 °H [21]. Sowohl die notwendige Restfeuchte als auch die Ausmahlung sind abhängig vom Anteil der flüchtigen Bestandteile, welcher zwischen 10 Massen-% für Anthrazite und 28 Massen-% für Fettkohlen betragen kann [22, 23].

Die Aufgabe der Kohlemühle besteht daher in der Aufbereitung der Rohkohle für den Transport zum Feuerungssystem und die anschließende Verbrennung. Für jede Kohlemühle wird ein Bereich an Rohkohleeigenschaften angegeben, für welchen die Aufbereitung für die anschließende Verbrennung möglich ist. Dieser Bereich wird als Kohleband bezeichnet. Die innerhalb der Kohlemühle ablaufenden Prozesse lassen sich in das

Mahlen und Trocknen der Kohle, das Sichten des Kohlenstaubs und den Transport des Kohlenstaubs zum Brenner unterteilen [20].

Die gängigsten Bauformen von Steinkohlemühlen sind Kugelmühlmühlen, Rohrku-gelmühlen und Federrollenmühlen, wobei letztere die mit Abstand größte Verbreitung erlangt haben [23, 24]. Die verschiedenen Bauarten werden eingehend von Höffl be-schrieben [25]. Vorteile der Federrollenmühlen sind der gute Einzug des Mahlgutes unter die Mahlwalzen und der geringe Verschleiß, welcher nur in Zusammenhang mit dem Mahlprozess auftritt, was sich günstig für den Lebensdauerverbrauch auswirkt. Außer-dem geht die ortsfeste Anordnung der Mahlwalzen einher mit guten Überrollverhältnis-sen und ermöglicht hohe Mahlleistungen [24]. Prominente Vertreter der Federrollenmüh-len sind die Babcock MPS-Mühlen und die Walzen-Schüssel-Mühle der Bauart EVT [26]. In Abbildung 1 sind beide Mühlenbauarten dargestellt.

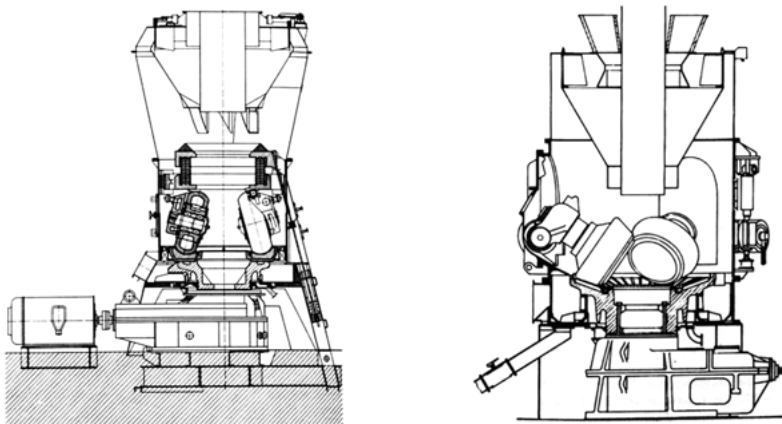


Abbildung 1: Federrollenmühle der Bauart Babcock MPS (links) und der Bauart EVT (rechts) nach [23, 24]

Gemeinsam ist beiden Bauarten ihr Funktionsprinzip. Die Rohkohle wird über den Zutei-ler aus dem Tagesbunker zur Kohlemühle gefördert. Innerhalb der Mühle fällt die Roh-kohle durch den Fallschacht mittig auf den Mahlteller. Die Kohle wird durch das resultie-

rende Haufwerk und die Fliehkräfte auf dem rotierenden Mahlteller nach außen befördert. Die Mahlrollen laufen auf einer Kreisbahn am Rande des Mahltellers. Zwischen Mahlteller und Mahlrollen wird die Rohkohle vermahlen. Die erforderliche Mahlkraft wird hydraulisch aufgebracht. Das vermahlene Gut wandert unter den Walzen hindurch weiter nach außen und wird am Rande des Mahltellers mit der zugeführten, heißen Primärluft pneumatisch zum Siebtrichter getragen und dabei getrocknet. Dabei darf die Tragluft eine Mindestgeschwindigkeit nicht unterschreiten, um die Kohlepartikel transportieren zu können. Außerdem wird die Siebtrichteraustrittstemperatur so eingestellt, dass der Kohlenstaub zwar ausreichend getrocknet wird, sich das Luft-Kohlenstaub-Gemisch aber nicht entzündet [22, 27].

Im Siebtrichter werden grobe Partikel abgeschieden und zentral zurück auf den Mahlteller geführt. Ausreichend feine Partikel verlassen die Mühle nach oben durch den Siebtrichter und werden zu den Brennern befördert [22]. Die MPS-Mühle der Babcock-Bauart im linken Teil von Abbildung 1 ist mit einem statischen Durchflusstromsiebtrichter ausgestattet. Die EVT-Mühle rechts im Bild verfügt hingegen über einen dynamischen Stabkorbsiebtrichter [25]. Für beide Mühlenbauarten sind verschiedene Siebtrichterkonstruktionen verfügbar.

Die konstruktiven Unterschiede der beiden Mühlenbauarten finden sich im Wesentlichen in der Mahlanlage wieder. Babcock MPS-Mühlen sind mit balligen Mahlwalzen ausgestattet, EVT-Mühlen hingegen verfügen über konische Mahlwalzen. Zusätzlich ist der Mahlteller der EVT-Anlagen schüsselförmig. In MPS-Mühlen erfolgt das Mahlen der Kohle auf einem ebenen Mahlteller mit vertiefter Mahlbahn. Neben der Form der Mahlwalzen unterscheidet sich die Ausführung der Walzenlagerung. Bei der Babcock-Mühle sind alle drei Mahlwalzen mit einem Führungsrahmen verbunden. Der Rahmen ist oberhalb der Walzen angeordnet und mit Federelementen ausgestattet. Die Fremdkraft wird mit drei Spannzügen hydraulisch aufgebracht. In der EVT-Mühle sind die Mahlwalzen einzeln mit einem Pendel im Mühlengehäuse gelagert. Auch hier wird die Fremdkraft hydraulisch aufgebracht. Eine eingehende Beschreibung des EVT-Systems befindet sich in Abschnitt 3.1.

Bei der Auslegung von Mahlanlagen für Steinkohle ist es üblich, die Mühlenleistung mit empirischen Leistungsfaktoren zu berechnen. Diese werden experimentell in Abhängigkeit von verschiedenen Randbedingungen des Mahlprozesses bestimmt. In Abbildung 2 sind beispielhaft die Verläufe der Leistungsfaktoren in Abhängigkeit von der Mahlbarkeit der Kohle, der gewünschten Mahlfineinheit und des Wassergehalts der Rohkohle

für eine Federrollenmühle der Bauart EVT dargestellt [24]. Alternativ bietet sich die Auslegung mit Hilfe von Ähnlichkeitsbeziehungen auf Basis von Modellversuchen an. Die mathematische Modellierung von Mahlanlagen ist auf Grund der Komplexität der physikalischen Prozesse innerhalb der Mahlanlage hingegen unüblich [25].

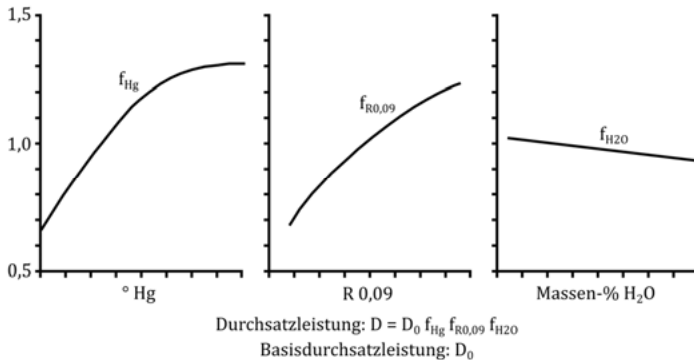


Abbildung 2: Leistungsfaktoren für die Auslegung einer Federrollenmühle der Bauart EVT nach [24]

## 2.2 Modellierung von Kohlemühlen

Der stationäre Betrieb einer Kohlemühle lässt sich mittels Massen- und Energiebilanzen abbilden. Dafür werden ausschließlich die in das System Kohlemühle ein- und austretende Massen- und Energieströme betrachtet. Die Prozesse innerhalb der Mühle werden dabei vernachlässigt. Dieser Modellierungsansatz wird zum Beispiel in stationären Kreislaufberechnungsprogrammen wie *EBSILON®Professional* gewählt und unter anderem von Brandt beschrieben [28].

Die Abbildung des transienten Verhaltens der Kohlemühle hingegen bedarf der Formulierung der Transport- und Bilanzgleichungen in Differentialform. Die sogenannten semi-empirischen *grey-box*-Modelle folgen diesem Ansatz. Sie bilden die Transportvorgänge in der Mühle mittels qualitativer Übertragungsfunktionen ab und bedienen sich empirischer Parameter, um die so formulierten Zusammenhänge an Betriebsmessdaten anzupassen. Solche Modelle existieren in unterschiedlicher Komplexität. Als Beispiele sind vor allem das Modell von Niemczyk [18] aber auch die Modelle von Cortinovis [29]



oder Agrawal [30] zu nennen. Außerdem existieren komplexere Ansätze wie zum Beispiel der von Wei und Wang [31], welche die Mühle in verschiedene Zonen unterteilen.

Die beschriebenen *grey-box*-Modelle sind letztlich Resultat der Systemidentifikation. Die erforderlichen empirischen Parameter werden mithilfe eines geeigneten Algorithmus an vorhandene Betriebsmessdaten angepasst. Der Vorteil dieser Modelle liegt darin, dass sie sich über einen Satz parametrierter, linearer Differenzialgleichungen erster Ordnung ausdrücken und einem bestehenden DGL-System eines Kraftwerksmodells hinzufügen lassen. Ihr Zeitverhalten entspricht dann dem des zugrundeliegenden physikalischen Systems. Hierin liegt auch die Begrenzung der *grey-box*-Modelle, denn sie sind für jede Störung oder bewusste Änderung des abgebildeten Systems neu zu parametrieren. Ihr Gültigkeitsbereich ist beschränkt, da die Prozesse innerhalb der Kohlemühle nicht auf Basis der zugrundeliegenden Physik beschrieben werden.

Dieser Ansatz hingegen wird von der Gruppe der physikalischen Mühlenmodelle verfolgt. Die zugrundeliegenden Gleichungen sind die physikalischen Grundgleichungen in Form von Energie- und Impulsbilanzen sowie Transportgleichungen. Diese sind interpretierbar und weisen einen weiten Gültigkeitsbereich auf. Die notwendige Parametrierung beschränkt sich auf die Stoffwerte der Medien sowie auf Geometrien und betriebliche Randbedingungen der Mahlanlage. Im Gegensatz zu den genannten *grey-box*-Modellen dienen die Parameter nicht der Anpassung des Zeitverhaltens des Modells. Außerdem sind für die Parametrierung weder ein Algorithmus noch vorhandene Messdaten notwendig.

Die physikalische Modellierung der Prozesse innerhalb einer Kohlemühle wurde zuerst von Broadbent und Callcott [32, 33] durchgeführt. In einer Reihe von Veröffentlichungen wird der Mahlprozess der Kohle, der Transport des Kohlenstaubs und letztlich ein geschlossener Mahlprozess modelliert. Das Modell wird mit einer Labormühle verifiziert. Die Autoren geben eine stationäre Lösung des Modells an. Die Motivation der Arbeiten liegt vor allem in der mathematischen Beschreibung des stationären Mahlprozesses und weniger in der Modellierung des dynamischen Verhaltens der Mühle.

Austin und Luckie [34 – 36] legen den Schwerpunkt ihrer Untersuchungen auf die Zerkleinerung der Kohle im Mahlbett. Es wird der Einfluss der Kohleeigenschaften und der betrieblichen Parameter der Kohlemühle untersucht. Die Ergebnisse werden zunächst mit einer Labormühle verifiziert und anschließend auf eine großtechnische Anlage

übertragen. Die Modellbildung berücksichtigt den gesamten Mahlprozess inklusive der Rezirkulation der groben Anteile des Kohlenstaubs innerhalb der Mühle. Wie auch bei Broadbent und Callcott steht das dynamische Verhalten der Kohlemühle nicht im Mittelpunkt der Untersuchungen.

Der transiente Betrieb von Mahlanlagen wird von Robinson [37] und besonders von Kersting [12] aufgegriffen. Kersting baut ein detailliertes physikalisches Mühlenmodell auf und leitet daran vereinfachte Zustandsraumdarstellungen ab, um diese für den Reglerentwurf zu nutzen. Ein äußerst ausführliches Modell hat Steinmetz [13] erstellt. Die Berechnungen erfolgen in einem grob diskretisierten, zweidimensionalen Gitter. Es werden unter anderem detaillierte Ansätze für die Kohletrocknung, den Partikeltransport sowie für die Zerkleinerung beschrieben. Päucker [38] widmet sich der Vermahlung von Braunkohle in Schlagradmühlen unter besonderer Berücksichtigung der Kohletrocknung und der Kopplung der Prozesse in der Kohlemühle mit dem Dampferzeuger. Weitere physikalische Modelle mit einfacheren Ansätzen sind in Zhou [39] und Sato [40, 41] zu finden. Sato gibt darüber hinaus an einer Walzen-Schüssel-Mühle experimentell bestimmte Zerkleinerungsraten an.

### 3 Modellbildung

Der grundlegende Ansatz der Modellierung ist die Aufteilung der Kohleaufbereitung in der Mühle in Teilprozesse. Diese sind das Mahlen und Trocknen der Kohle sowie der Transport und das Sichten des Kohlenstaubs. Die Teilprozesse finden in verschiedenen Bereichen der Mühle statt. Der Mahlprozess beschränkt sich zum Beispiel auf den Mahlteller, die Trennung in Grob- und Feingut erfolgt im Sieb. Für die Modellbildung werden die Teilprozesse daher getrennt voneinander betrachtet und beschrieben. In Abbildung 3 ist der daraus resultierende modulare Aufbau des Kohlemühlenmodells schematisch dargestellt. Die ein- und austretenden Stoffströme der Kohle und Luft sind eingetragen.

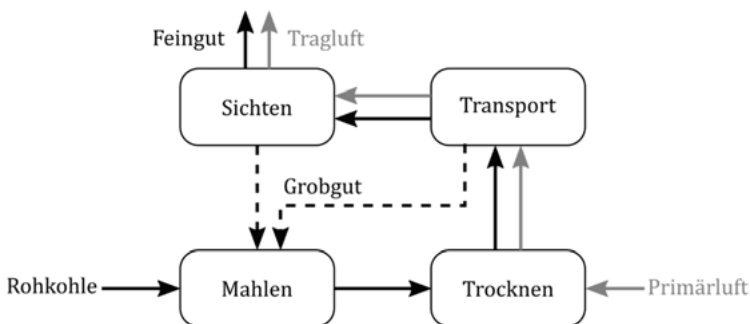


Abbildung 3: Schematische Darstellung der Teilprozesse innerhalb einer Steinkohlemühle

In den folgenden Abschnitten wird detailliert auf die vier genannten Teilprozesse eingegangen. Für jeden Prozess wird zunächst eine phänomenologische Beschreibung der physikalischen Vorgänge gegeben, bevor sich eine mathematische Formulierung anschließt.

Die Modellierung wird in der Programmiersprache *Modelica*® in der Entwicklungsumgebung Dymola durchgeführt. Eine Liste der verwendeten Programme, Stoffwert- und Bauteilbibliotheken befindet sich zusammen mit weiterführenden Spezifikationen in Anhang A.1.

#### 3.1 Mahlen

Steinkohle wird auf dem Weltmarkt als Schüttgut gehandelt. Dieses setzt sich aus Kohlestücken von unterschiedlicher Form und Größe zusammen. Die einzelnen Kohlestücke können in Korngrößenklassen eingeteilt werden. Jede dieser Klassen hat einen bestimmten Massenanteil an der betrachteten Gesamtmasse. Die Zuordnung der Massenanteile zu den Korngrößenklassen wird als Korngrößenverteilung bezeichnet. Steinkohle im rohen Zustand wird zumeist so spezifiziert, dass 99 % kleiner als 80 mm aber nicht mehr als 80 % kleiner als 3 mm sind [42].

Die Anforderungen an die Beschaffenheit des Kohlenstaubs, welcher die Mühle in Richtung der Brenner verlässt, werden ebenfalls durch zwei charakteristische Stützstellen beschrieben. Dabei sollen möglichst keine Anteile mit Durchmessern größer als 200  $\mu\text{m}$  vorliegen [42]. Die zweite Stützstelle wird durch den Rückstand auf dem 90  $\mu\text{m}$ -Sieb in Abhängigkeit von dem Anteil der flüchtigen Bestandteile in der Steinkohle definiert [22].

Anthrazit mit seinem sehr geringen Anteil flüchtiger Bestandteile von 5-10 Massen-% bezogen auf den wasser- und aschefreien Zustand (waf) wird sehr fein vermahlen. Kohlen mit größeren Anteilen flüchtiger Bestandteile werden hingegen gröber vermahlen. Als Faustformel gilt, dass der Zahlenwert des Massenrückstands auf dem 90  $\mu\text{m}$ -Sieb dem Anteil der flüchtigen Bestandteile bezogen auf den wasser- und aschefreien Zustand entspricht [43]. Eine Übersicht der verschiedenen Steinkohlesorten ist in Anhang A.2 enthalten.

In Abbildung 4 sind typische Korngrößenverteilungen für rohe und in einer Kohlemühle vermahlene Steinkohle gezeigt. Die genannten Stützstellen bei 3 mm und 90  $\mu\text{m}$  sind eingetragen.

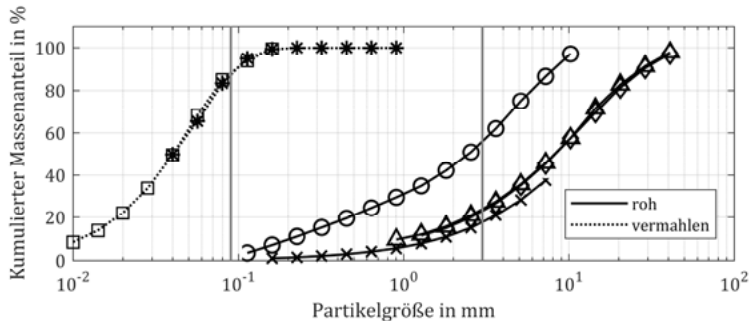


Abbildung 4: Typische Summenverteilungen für rohe und vermahlene Steinkohle nach [12, 13, 42]

### 3.1.1 Beschreibung des Mahlvorgangs

Das Mahlen der Kohle entspricht dem Zerkleinern von Feststoffen. Dieser Prozess ist mit der Veränderung der Korngrößenverteilung des Gutes gleichzusetzen und kann über Berechnungsmodelle aus der mechanischen Verfahrenstechnik beschrieben werden.

Das Mahlen von unregelmäßig geformten Partikeln scheint durch analytische Ansätze unmöglich vorhersagbar. Daher wird bei der Beschreibung von Bruchvorgängen auf einen stochastischen Ansatz zurückgegriffen. Die grundlegende Hypothese besagt, dass Rissbildung in Partikeln auf Grund zufällig gerichteter Spannungen auftritt. Ausgehend von der Wahrscheinlichkeit eines Bruchereignisses kann eine Bruchfunktion formuliert werden. Für die Herleitung sei auf Austin und Klimpel verwiesen [44]. Diese Funktion macht nur eine Aussage über primäre Bruchereignisse.

In Kohlemühlen sind Partikel hingegen wiederholter Beanspruchung und damit auch mehrfachen Bruchereignissen ausgesetzt. Zusätzlich zur Bruchfunktion ist somit ein Ansatz zur Beschreibung der Vorgänge in der Bruchmaschine notwendig. Daher wird von Broadbent und Callcott die sogenannte Auswahlfunktion eingeführt [32]. Die Auswahlfunktion beschreibt, inwieweit eine Korngrößenklasse dem Bruchvorgang unterworfen ist. Die Bruchfunktion trifft hingegen eine Aussage darüber, wie das Produkt des Mahlvorgangs beschaffen ist.

Die Anwendung der Bruch- und Auswahlfunktionen auf alle Korngrößenklassen einer diskreten Korngrößenverteilung, wie sie zum Beispiel in Abbildung 4 dargestellt ist,

ergibt die Elemente der Bruchmatrix  $\underline{B}$  und der Auswahlmatrix  $\underline{S}$ . Der Mahlvorgang von Kohle kann dann unter Verwendung dieser Matrizen nach Broadbent und Callcott notiert werden [32].

$$\frac{d\vec{m}}{dt} = -\underline{S}\vec{m} + \underline{B}\vec{m} \quad (1)$$

Dabei enthält der Vektor  $\vec{m}$  die Massenanteile der verschiedenen Korngrößenklassen  $d_i$ . Für die folgenden Beispiele gilt stets  $d_r > d_q$ .

$$\vec{d} = \begin{bmatrix} d_1 \\ \vdots \\ d_r \\ d_q \\ \vdots \\ d_n \end{bmatrix}, d_i > d_{i+1}, i = 1 \dots n; \quad \vec{m} = \begin{bmatrix} m_1 \\ \vdots \\ m_r \\ m_q \\ \vdots \\ m_n \end{bmatrix} \quad (2)$$

Die Änderung des Massenanteils  $m_i$  einer Korngrößenklasse  $d_i$  setzt sich aus zwei Summanden zusammen. Der erste Term in Gleichung (1) beschreibt den Anteil von  $m_i$ , welcher in Korngrößenklassen  $d < d_i$  gebrochen wird. Der zweite Term ist der Massenanteil, welcher aus Korngrößenklassen  $d > d_i$  zerkleinert und dem Massenanteil  $m_i$  hinzugefügt wird. In Abbildung 5 ist diese Modellvorstellung schematisch dargestellt.

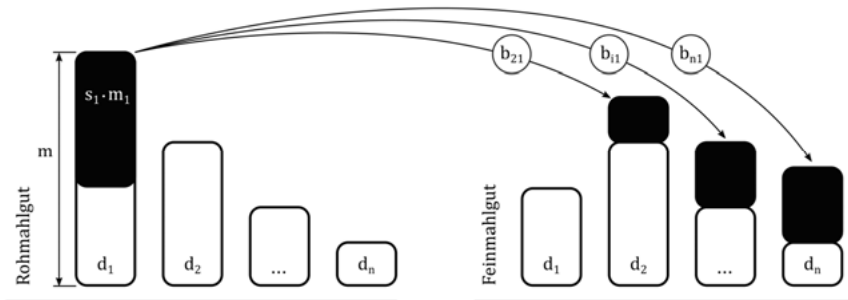


Abbildung 5: Schematische Darstellung der Modellierung des Mahlprozesses

Am Beispiel der Korngrößenklasse  $d_1$  wird der Mahlprozess gezeigt. Das entsprechende Element der Auswahlmatrix  $\underline{S}$  ist mit  $s_1$  notiert. Die Elemente der Bruchmatrix  $\underline{B}$  werden als  $b_{i1}$  bezeichnet, wobei der Index als  $b_{i-1}$  zu lesen ist. Der erste Term von Gleichung (1)

ist gleich null, da keine Korngrößenklasse  $d > d_1$  existiert. Partikel aus dieser ersten Korngrößenklasse werden jedoch in Klassen  $d < d_1$  gebrochen, wie der zweite Term in Gleichung (1) beschreibt.

Mit  $n$  Korngrößenklassen ergeben sich die Dimensionen der Matrizen  $\underline{S}$  und  $\underline{B}$  zu  $n \times n$ . Die Auswahlmatrix  $\underline{S}$  ist eine Diagonalmatrix. Jeder Korngrößenklasse wird so ein Eintrag in der Matrix  $\underline{S}$  zugewiesen. Für die kleinste Korngrößenklasse  $d_n$  gilt  $s_{nn} = 0$ . Partikel dieser Klasse können innerhalb der gewählten Grenzen der Betrachtung nicht weiter zerkleinert werden.

$$\underline{S} = \begin{bmatrix} s_{11} & & \dots & 0 \\ & s_{22} & & \\ \vdots & & \ddots & \vdots \\ 0 & & \dots & s_{nn} \end{bmatrix} \quad (3)$$

Die Bruchmatrix  $\underline{B}$  weist die Form einer unteren Dreiecksmatrix auf. Die Diagonale enthält Nullen. Eine Korngrößenklasse  $d_i$  kann damit nur in kleinere Korngrößenklassen gebrochen werden.

$$\underline{B} = \begin{bmatrix} 0 & & \dots & 0 \\ b_{21} & & & \\ \vdots & b_{32} & \ddots & \vdots \\ b_{n,1} & \dots & b_{n,n-1} & 0 \end{bmatrix} \quad (4)$$

Die Änderung eines bestimmten Massenanteils  $m_q$  kann in der Summenform nach Gleichung (5) formuliert werden. Der Summenterm kumuliert den Zuwachs des Massenanteils der Korngrößenklasse  $d_q$  aus allen Klassen, für welche  $d_i > d_q$  gilt.

$$\frac{dm_q}{dt} = -s_q m_q + \sum_{i=1}^{q-1} b_{qi} s_i m_i \quad (5)$$

### 3.1.2 Die Bruchfunktion

Die Bruchfunktion  $B$  beschreibt für jede Korngrößenklasse  $d_i$  das Ergebnis der Zerkleinerung in Korngrößen  $d < d_i$ . Wie bereits oben beschrieben, ist die Bruchfunktion abhängig von den Korngrößen der Ausgangs- und der Zielfraktion. Ausgehend von der Erkenntnis,

dass  $b_{qr} = f(d_r, d_q) = f(d_q/d_r)$  gilt, formulieren Broadbent und Callcott die Bruchfunktion nach Gleichung (6) als exponentiellen Ausdruck am Beispiel zweier Korngrößenklassen mit  $d_r > d_q$  [32].

$$B_{(dq/dr)} = \frac{1 - e^{-dq/dr}}{1 - e^{-1}} \quad (6)$$

Sowohl die Funktion als auch der funktionelle Zusammenhang  $f(d_q/d_r)$  werden von Gardener und Austin für verschiedene Kohlen mit unterschiedlichen Hardgrove-Indizes bestätigt [45]. Basis all dieser Untersuchungen sind Mahlversuche im Labormaßstab. Zum Einsatz kommt dabei unter anderem eine Hardgrove-Mühle. Die Zahlenwerte der einzelnen Einträge der Bruchmatrix werden durch Siebanalysen bestimmt. Verschiedene Prozeduren dazu werden von Austin und Luckie beschrieben [46].

Der in Gleichung (6) beschriebene Ansatz ordnet das Bruchergebnis einer einzelnen Korngrößenklasse  $d_q$  zu. Um das Ergebnis des Bruchereignisses in verschiedene Korngrößenklassen differenzieren zu können, sind die Differenzen  $b_{qr}^*$  für alle kleineren Korngrößenklassen  $d_{r+1} \geq d_q \geq d_n$  zu bilden.

$$b_{qr}^* = B_{qr} - B_{q+1,r} = \frac{e^{-\frac{dq+1}{dr}} - e^{-\frac{dq}{dr}}}{1 - e^{-1}} \quad (7)$$

Da die Bruchfunktion keinen Einfluss auf die globale Massenbilanz des Zerkleinerungsvorgangs ausüben darf, muss jede Spalte der Matrix B in Gleichung (4) in der Summe eins ergeben. Diese Bedingung wird über die Normierung der Elemente  $b_{qr}^*$  erreicht.

$$b_{qr} = \frac{b_{qr}^*}{\sum_{i=1}^n b_{qr}^*} \quad (8)$$

Eine alternative Formulierung der Bruchfunktion aus Gleichung (6) wird von Austin und Luckie in analytischer Form gegeben. Experimente mit zwölf verschiedenen Kohlen führen zu der empirischen Bruchfunktion in Gleichung (9). Durch verschiedene Kombinationen der Parameter  $\varphi$ ,  $\gamma$  und  $\beta$  korreliert die Funktion mit den Versuchsergebnissen für Kohlen von 35 °H bis 110 °H [34].



$$B_{qr} = \varphi \cdot \left( \frac{d_{q-1}}{d_r} \right)^\gamma + (1 - \varphi) \cdot \left( \frac{d_{q-1}}{d_r} \right)^\beta \quad (9)$$

Die in der Testprozedur verwendeten Siebgrößen liegen um den Faktor  $p = \sqrt{2}$  auseinander [47]. Für die Durchmesser der Korngrößenklassen ergibt sich somit eine geometrische Folge mit dem Parameter  $p$  nach Gleichung (10). Um die Gültigkeit der Bruchfunktion zu gewährleisten, wird für die Modellierungen ebenfalls eine geometrische Folge mit dem Parameter  $p$  verwendet.

$$d_{i+1} = d_i \cdot p \quad (10)$$

Dieser Ansatz wird auch in den Simulationen von Steinmetz gewählt [13]. Das in Abbildung 4 gezeigte Spektrum der Korngrößen von Grob- und Feingut erfordert 21 Korngrößenklassen mit dem Startwert der Folge bei  $d_1 = 10 \mu\text{m}$ . Für die größte Klasse ergibt sich ein Durchmesser von  $d_{21} = 10,24 \text{ mm}$ . Neben den beiden genannten Bruchfunktionen in den Gleichungen (6) und (9) sind in der Literatur weitere Ansätze gegeben. Ein Vergleich von insgesamt sieben Bruchfunktionen wird von Peterson und Scotto angestellt [48].

### 3.1.3 Die Auswahlfunktion

Die Auswahlfunktion  $S$  trifft, wie oben beschrieben, eine Aussage über das Eintreten eines Bruchereignisses. Für die Vermahlung von Kohle in einer Kohlemühle hat sich ein exponentieller Ansatz in Form von Gleichung (11) bewährt [34].

$$s_i = k \cdot d_i^\alpha \quad (11)$$

Trägt man den Wert von  $s_i$  für konstante Werte von  $k$  und  $\alpha$  über der Korngrößenklasse  $d_i$  auf, ergibt sich in doppelt-logarithmischer Darstellung eine Gerade. Der Faktor  $k$  entspricht dem Versatz auf der Ordinate und der Exponent  $\alpha$  der Steigung der Geraden. In der englischsprachigen Literatur wird dieser Zusammenhang als *first-order breakage* bezeichnet. Die Auswahlfunktion ist wie die Bruchfunktion experimentell anhand von Siebanalysen zu bestimmen. Dies geschieht ebenfalls im Labormaßstab in der Regel mit einer Hardgrove-Mühle. Das Vorgehen wird von Austin und Bhatia erklärt [47].

Anders als die Bruchfunktion ist die Auswahlfunktion nicht auf stochastische Ansätze zurückzuführen, sondern beschreibt die Einflüsse der Mahlanlage auf das Eintreten

eines Bruchereignisses. In einer großtechnischen Kohlemühle verändern sich mit dem Betriebspunkt auch die Einwirkungen auf die zu vermahlenden Kohlepartikel auf dem Mahlteller. Folglich sollte der Betriebspunkt der Mühle in der Formulierung der Auswahlfunktion Berücksichtigung finden. Austin und Luckie untersuchen unter anderem den Einfluss der Mahlparameter Mahlkraft und Mühlendrehzahl [34]. Sligar verfolgt diesen Ansatz weiter, beschreibt die Auswahlfunktion nach Gleichung (12) und belegt diese experimentell [49].

$$s_i = s_0 \cdot \frac{F_{\text{Mahl}} \cdot \text{HGI}}{b_{\text{Mahlwalze}} \cdot h_{\text{Mahlbett}}} \cdot d_i^\alpha \quad (12)$$

Der Ansatz nach Sligar wird von Steinmetz ausführlich diskutiert. Zusätzlich wird die Auswahlfunktion um die Geometrie von Mahlteller und -walzen erweitert [13]. In dieser Arbeit wird die Auswahlfunktion wie folgt formuliert:

$$s_i = s_0 \cdot n_{\text{Teller}} \cdot N_{\text{Walzen}} \cdot f_{\text{HGI}} \cdot \frac{F_{\text{Mahl}}}{h_{\text{Mahlbett}}} \cdot d_i^{\alpha_{\text{HGI}}} \quad (13)$$

Der Einfluss des Hardgrove-Index auf den Mahlprozess findet über den Faktor  $f_{\text{HGI}}$  und den Exponenten  $\alpha_{\text{HGI}}$  Eingang in die Berechnung. Beide Parameter sind Funktionen des Hardgrove-Index und werden von Sato experimentell an einer Walzen-Schüssel-Mühle im Labormaßstab bestimmt. Aus den Versuchen resultieren die Zahlenwertgleichung  $f_{\text{HGI}} = 0,015 \cdot \text{HGI}$  und ein konstanter Exponent von  $\alpha_{\text{HGI}} = 0,45$  [40].

#### 3.1.4 Die Mahlkraft

Die Mahlkraft ist als die Kraft definiert, welche von den Mahlwalzen auf das Gutbett auf dem Mahlteller aufgebracht wird. Konstruktiv wird diese Aufgabe mechanisch durch Federn, hydraulisch durch Arbeitszylinder oder durch eine Kombination beider Prinzipien umgesetzt. Je nach Hersteller unterscheiden sich die Ausführungen im Detail. Die Modellierung der Mahlkraft in dieser Arbeit orientiert sich an der Mühlenbauart des Herstellers EVT. In Abbildung 6 sind im linken Teil das Hydrauliksystem und rechts das entsprechende Ersatzschaltbild gezeigt.

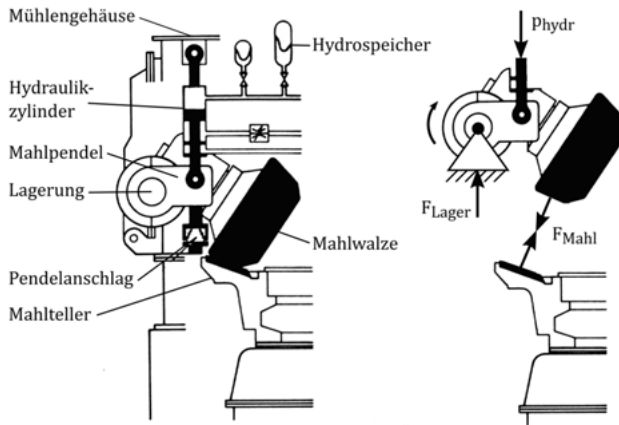


Abbildung 6: Hydrauliksystem zur Aufbringung der Mahlkraft (links) und Ersatzschaltbild (rechts) nach [26]

Die Mahlkraft wird in EVT-Mühlen hydraulisch über einen Zylinder aufgebracht. Dieser ist auf der einen Seite am Mühlegehäuse oberhalb der Mahlwalze und auf der anderen Seite am Mahlpendel befestigt. Das Mahlpendel ist drehbar gelagert. Durch den Hydraulikdruck im Zylinder ergibt sich ein Moment um die Lagerstelle, welches die Walze auf das Mahlbett drückt. Der Abstand zwischen Mahlwalze und Mahltelleroberfläche wird über einen Pendelanschlag nach unten begrenzt. Im Mühlenbetrieb stellen sich für diesen Abstand bezogen auf den Mahlwalzendurchmesser üblicherweise Werte zwischen 0,005 und 0,025 ein. Dieser Wert ist unter anderem abhängig von der Mahlbarkeit der Kohle, der Qualität des Kohleeinzugs unter die Mahlwalze und dem Betrag der Mahlkraft [50].

Steigt die Gutbetthöhe zum Beispiel bei einer Steigerung der Mühlenlast an, werden die Mahlwalzen gegen den Hydraulikdruck nach oben ausgelenkt. Es wirkt dann eine zusätzliche Kraft, welche sich durch die Federkonstante des Ausgleichsbehälters ergibt. Durch die Verschaltung verschiedener Ausgleichsbehälter ist eine Anpassung der Federkennlinie möglich. Die Federkonstante  $c_{\text{hydr}}$  liegt typischerweise im Bereich von 1 bis 5,6 MN/m. Ein Diagramm mit Federkennlinien der Mahlpendelfederung für eine EVT-Mühle wird von Schüler gegeben [26].

Die Mahlkraft wird in dieser Arbeit mit Hilfe von Gleichung (14) modelliert. Der Hydraulikdruck  $p_{\text{hydr}}$  bezeichnet dabei den effektiven Arbeitsdruck. Die Fläche  $A_{\text{hydr}}$  ist gleich der Zylinderkreisfläche. Die Hebelarme bezüglich des Lagerpunktes des Pendels werden im Faktor  $k$  zusammengefasst. Es wird außerdem das Eigengewicht der Mahlwalze berücksichtigt.

$$F_{\text{Mahl}} = k \cdot p_{\text{hydr}} \cdot A_{\text{hydr}} + m_{\text{Walze}} \cdot g + c_{\text{hydr}} \cdot (h_{\text{Mahlbett}} - h_0) \quad (14)$$

Um die gewünschte Mahlkraft einzustellen, wird durch die Leittechnik eines Kraftwerks üblicherweise der Hydraulikdruck  $p_{\text{hydr}}$  geregelt. Im Folgenden wird dieser als Mahlwalzendruck bezeichnet.

#### 3.1.5 Das Mahltellermodell

Die oben eingeführte Theorie der Zerkleinerung von Feststoffen beschreibt über die Bruchfunktion das Zerkleinerungsereignis und über die Auswahlfunktion das Eintreten eines Bruchereignisses. Dieser Prozess findet ausschließlich unterhalb der Mahlwalzen auf der Mahlbahn am Rande des Mahltellers statt.

Die Beschreibung des Materialtransports auf dem Mahlteller und der Geometrie des rotierenden Haufwerks bedarf zusätzlicher Modelle. Der Mahlteller wird dazu in Zylinderkoordinaten betrachtet, wobei von einer rotationssymmetrischen Verteilung des Mahlguts auf dem Mahlteller ausgegangen wird. Der Einfluss der Mahlwalzen auf die Geometrie des Kohlebelags und den Transport der Kohle auf dem Mahlteller durch Aufstauen des Gutbettes vor der Mahlwalze oder den Einzug des Mahlgutes unter die Mahlwalzen werden vernachlässigt [50].

In Abbildung 7 ist das Modell des Mahltellers dargestellt. Der Kohlebelag auf dem Mahlteller wird über dem Radius  $r$  in  $n$  diskrete Kreisringelemente eingeteilt. Jedes Kreisringelement  $j$  wird durch seine äußere Mantelfläche  $A_m^j$  und seine Grundfläche  $A_R^j$  sowie durch seine Masse  $m$  charakterisiert. Die Betrachtungen werden für alle Korngrößenklassen  $i$  durchgeführt, welche mit dem tiefgestellten Index  $i$  kennzeichnet werden. Die Kohle wird mit der radialen Gutbettgeschwindigkeit  $w_r$  von der Mahltellermitte nach außen zur Mahlbahn getragen, wo schließlich der beschriebene Mahlprozess stattfindet.

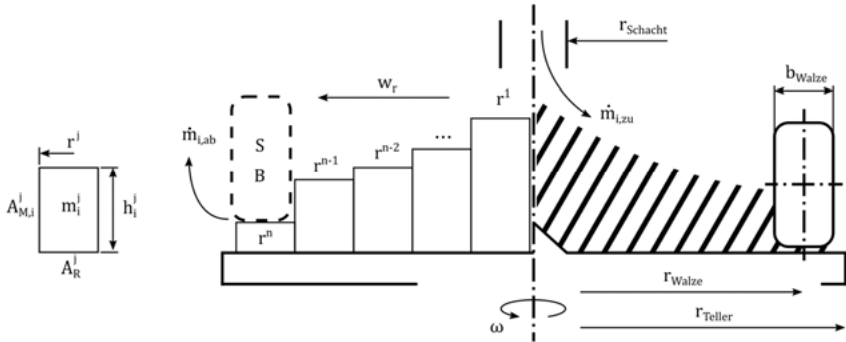


Abbildung 7: Schematische Darstellung der Modellierung des Mahltellers

Der radiale Transport der Kohle auf dem Mahlteller nach außen erfolgt in jedem Kreiselement über die Massenbilanz nach Gleichungen (15). Dabei stellt  $m_i$  den Massenanteil der  $i$ -ten Korngrößenklasse im betrachteten Kreiselement  $j$  dar. Die Gleichung basiert auf der Modellvorstellung des Massentransports durch die äußere Mantelfläche eines Kreiselementes mit der Geschwindigkeit  $w_r$ . Die Dichte  $\rho_{SG}$  bezeichnet die Schüttgutdichte von Steinkohle, welche zwischen 770 und 860 kg/m<sup>3</sup> liegt [43].

$$\frac{dm_i^j}{dt} = \rho_{SG} (A_{M,i}^{j-1} w^{j-1} - A_{M,i}^j w^j) \quad (15)$$

Die Rohkohle wird über den Zuteiler und durch den Fallschacht zentral auf den Mahlteller aufgebracht. Auch der rezirkulierte Massenstrom vom Siehter fällt mittig auf den Mahlteller zurück. In der Modellierung wird die gesamte dem Mahlteller zugeführte Kohle auf die Kreiselemente aufgeteilt, für welche  $r^j \leq r_{Schacht}$  gilt. Die Anzahl dieser Kreiselemente sei  $p$ . Ein zusätzlicher Quellterm beschreibt den jeweils zugeführten Kohlemassenstrom, der auf die besagten Kreiselemente so aufgeteilt wird, dass die Massenstromdichten bezogen auf die Kreisingflächen identisch sind. Dieser Ansatz wird in Gleichung (16) formuliert.

$$\dot{m}_{i,zu}^j = \dot{m}_{i,zu} \cdot \frac{A_R^j}{\sum_{j=1}^p A_R^j}, j = 1 \dots p \quad (16)$$

Die Transportgleichung (15) des äußeren Kreisringsegments wird um Gleichung (5) erweitert und berücksichtigt somit den Mahlprozess der Kohle auf der Mahlbahn. Es ergibt sich Gleichung (17) für den n-ten Kreisring.

$$\frac{dm_i^n}{dt} = \rho_{SG}(A_{M,i}^{n-1}w^{n-1} - A_{M,i}^nw^n) - s_im_i^n + \sum_{r=1}^{i-1} b_{ir}s_rm_r^n \quad (17)$$

Analog zu Gleichung (1) können die oben genannten Transportgleichungen ebenfalls in eine Matrixschreibweise für alle Korngrößenklassen i überführt werden.

#### 3.1.6 Die Transportgeschwindigkeit auf dem Mahlteller

Das oben vorgestellte Modell des Massentransports auf dem Mahlteller erwartet die Vorgabe einer radialen Transportgeschwindigkeit  $w_r$  des Gutes auf dem Mahlteller. Damit stellen sich die Masse und auch die Höhe des Gutes auf jedem Kreisringelement ein.

Die Steinkohle auf dem Mahlteller stellt Schüttgut dar. Dieses wird als Kontinuum und nicht wie der Prozess des Mahlens anhand des Einzelkorns beschrieben. Betrachtet man den Mahlteller ohne seine Rotation, stellt sich bei der Aufgabe der Kohle durch den zentralen Fallschacht ein Schüttkegel mit dem Böschungswinkel  $\alpha_B$  ein. Dieser Böschungswinkel ergibt sich aus dem inneren Spannungszustand des Kontinuums und ist identisch mit dem inneren Reibungswinkel  $\varphi_i$  bei beginnendem Fließen, welcher experimentell ermittelt wird [51, 52]. Dieser Winkel wird daher auch als Fließgrenze bezeichnet und beschreibt den Spannungszustand, in dem das Kontinuum gerade keiner plastischen Verformung ausgesetzt ist und kein Massentransport stattfindet[53]. Für Steinkohle liegt dieser je nach Körnung zwischen 21 und 30 ° [43].

Auf dem Mahlteller einer Kohlemühle ist das beschriebene Kontinuum neben dem inneren Spannungszustand jedoch zusätzlichen Belastungen ausgesetzt. Zum einen rotiert der Mahlteller je nach Mühlentyp mit einer Drehzahl von 20 bis 45  $\text{min}^{-1}$ , zum anderen ist der Mahlteller durch den Mühlenbetrieb permanenten Erschütterungen ausgesetzt. Sowohl die nach außen gerichtete Zentrifugalbeschleunigung als auch die Erschütterungen lassen eine Verflachung des Schüttkegels vermuten, bis sich in der Modellvorstellung letztlich eine ebene Schicht aus Einzelpartikeln einstellt. Die sich während des

Mühlenbetriebs einstellenden Winkel werden also gegenüber typischen Böschungswinkeln nach unten abweichen. Die im Kontinuum herrschenden Spannungen sind aus Unkenntnis der äußeren Belastungen nicht berechenbar und würden den Umfang der angestrebten Modellierung überschreiten. Selbiges gilt für die Transportgeschwindigkeit  $w_r$ , welche sich aus der plastischen Verformung des Kontinuums und aus dem inneren Spannungszustand des Kontinuums ergibt.

Für das Mühlenmodell wird daher ein vereinfachter Ansatz in Form einer Transportgleichung (18) gewählt. Dieser Formulierung liegt die dargestellte Modellvorstellung zu Grunde, nach welcher ein Böschungswinkel  $\alpha_B > \varphi_i$  eine Ausgleichsbewegung hangabwärts hervorrufen wird, bis sich wieder  $\alpha_B \leq \varphi_i$  eingestellt hat. Der kritische Böschungswinkel wird auf Grund der Drehbewegung und der Vibration des Mahltellers mit  $\alpha_{krit} < \alpha_B$  angenommen. Die Betrachtung ist in Transportrichtung der Kohle auf dem Mahlteller von innen nach außen gerichtet und es gilt damit  $\Delta h^j = h^j - h^{j+1}$ . Für jedes diskrete Kreiselement  $j$  ergibt sich die radiale Transportgeschwindigkeit der Kohle auf dem Mahlteller zu:

$$w_r^j = k \cdot \frac{\Delta h^j - \Delta h_{krit}^j}{\Delta r} = k \cdot (\tan \alpha^j - \tan \alpha_{krit}) \quad (18)$$

Die Modellierung von Steinmetz resultiert in einer Gutbettgeschwindigkeit von  $w_r = 0,1 \text{ m/s}$  [13]. Kersting setzt diese vereinfacht mit  $w_r = 0,06 \text{ m/s} = \text{const.}$  an [12]. Experimentelle Untersuchungen zur Partikelbewegung auf dem Mahlteller einer Walzen-Schüssel-Mühle im Modellmaßstab ergeben nach Junga Werte zwischen  $w_r = 0,15 \text{ m/s}$  und  $0,3 \text{ m/s}$  [54]. Die Ergebnisse der Gleichung (18) werden mit der Konstante  $k$  an die genannten Literaturwerte angepasst. Die Konstante ist für alle Kreiselemente konstant.

Wie bereits oben erwähnt, wird von einer rotationssymmetrischen Verteilung des Mahlgutes ausgegangen. Die tangentielle Geschwindigkeitskomponente des Kohletransports wird daher nicht betrachtet. Ebenfalls unberücksichtigt bleiben Änderungen der Radialgeschwindigkeit durch die bereits genannten Effekte des Einzugs der Kohle unter die Mahlwalze oder den Mahlwalzenvorstau [50]. Da diese Einflüsse auch nicht in die Modellierung der Gutbetthöhe in Gleichung (17) eingehen, ergeben sich keine Fehler in der Massenbilanz.

## 3.2 Transport

Das Mahlgut wird am äußeren Mahltellerrand von der einströmenden Primärluft erfasst und in Richtung des Siebers getragen. Der Kohlenstaub und die ihn umgebende Tragluft bilden eine Dispersion. Die pneumatische Förderung dieser Kohlenstaubdispersion wird über die Kräfte beschrieben, welche auf die Kohlenstaubpartikel im Fluid wirken. Aus dem Kräftegleichgewicht wird die Bewegungsgleichung des einzelnen Korns abgeleitet [53, 55]. Abbildung 8 zeigt ein vom strömenden Fluid umgebenes Partikel. Es sind alle relevanten Geschwindigkeiten und Kräfte eingetragen.

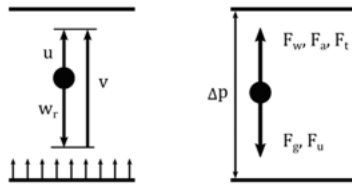


Abbildung 8: Geschwindigkeiten und Kräftegleichgewicht am Einzelkorn

Jedes Partikel bewegt sich im umgebenden Fluid mit der Absolutgeschwindigkeit  $u$ , wobei  $v$  die Absolutgeschwindigkeit des Fluides und  $w_r$  die Relativgeschwindigkeit des Partikels bezüglich des Fluids sind. Es folgt Gleichung (19).

$$u = v + w_r \quad (19)$$

Betrachtet man nur die vertikalen Komponenten, kann  $w_r$  in einer vereinfachten Modellvorstellung als Fallgeschwindigkeit des Partikels aufgrund der Erdbeschleunigung interpretiert werden. Das allgemeine Kräftegleichgewicht am Einzelkorn in positive Richtung der Relativgeschwindigkeit  $w_r$  lautet [55]:

$$0 = F_g - F_a + F_u - F_w - F_t - F_p \quad (20)$$

Dabei ist  $F_g$  die Gewichtskraft des Partikels und  $F_a$  seine Auftriebskraft.  $F_u$  beschreibt die Trägheit bei einer Geschwindigkeitsänderung der Tragluft und  $F_t$  die Trägheit bei einer Änderung der Partikelgeschwindigkeit.  $F_w$  ist die Widerstandskraft, welche auf das Parti-



kel wirkt und  $F_p$  berücksichtigt den Einfluss einer Potentialdifferenz  $\Delta p$  über dem betrachteten Kontrollvolumen. Diese Gleichung unterstellt ideale Verhältnisse für jede Partikelbewegung. Wechselwirkungen der Partikel untereinander und mit der Umgebung werden vorerst vernachlässigt. Die Differenzialgleichung (21) ist äquivalent zu Gleichung (20).

$$0 = V_K \rho_K g - V_K \rho_f g + V_K \rho_f \frac{dv_f}{dt} - \frac{1}{2} c_w A_K \rho_f w_r^2 - V_K \rho_K \frac{dw_r}{dt} - V_K \text{grad}(p) \quad (21)$$

Der Widerstandsbeiwert  $c_w$  wird über die Korrelationen von Schlichting und Gersten nach Gleichung (22) berechnet und gilt für ein einzelnes Partikel [56]. Der Volumenanteil  $K_v$  aller Partikel in der dispersen Phase im Kontrollvolumen ist in Gleichung (23) definiert. Steigt dieser Volumenanteil auf Werte  $K_v > 10^{-3}$  an, werden die Bewegungen der Partikel durch Wechselwirkungen untereinander beeinflusst. Eine Möglichkeit, diese Effekte zu berücksichtigen, ist die Anpassung des Bewegungsverhaltens über eine Modifikation des Widerstandsbeiwerts  $c_w$ . Gleichung (25) zeigt den hier verwendeten Ansatz nach Richardson und Zaki [56].

$$c_w = \frac{24}{Re} (1 + 0,15 \cdot Re^{0,687}) \quad 0,5 < Re < 1000 \quad (22)$$

$$c_w = 0,44 \quad 1000 < Re < Re_{krit}$$

$$K_v = \frac{m_K}{\rho_K \cdot V_{Gas}} \quad (23)$$

$$c_{w,schwarm} = c_w \cdot (1 - K_v)^{-3,7} \quad (24)$$

Die Lösung der Differentialgleichung (21) ergibt die Relativgeschwindigkeit des Partikels  $w_r$ . Die stationäre Lösung ohne die Trägheitsterme  $F_u$  und  $F_t$  für  $w_r = 0$  ergibt den Trennkorndurchmesser  $d_{krit}$ . Ist der Durchmesser eines Partikels größer als der des Trennkorns, gilt  $d > d_{krit}$  und in einer stationären Strömung  $w_r > v$ . Die Absolutgeschwindigkeit  $u$  des Partikels wird somit negativ und entsprechende Partikel fallen zurück auf den Mahlteller. Ist die Absolutgeschwindigkeit  $u$  des Partikels hingegen positiv, wird es zum Sichter

transportiert. Der theoretische Fall des Partikels im Gleichgewicht mit  $d = d_{\text{krit}}$  und  $w_r = v$  wird hier nicht betrachtet.

Die Bewegungsgleichung des Partikels (21) liegt bislang in teilchenfester Betrachtungsweise nach Lagrange vor. Die für die Modellierung notwendige Überführung in eine ortsfeste Betrachtungsweise des Partikeltransports nach Euler wird erreicht, indem man Gleichung (20) auf der linken Seite um die Ableitung nach dem Ort erweitert und die Trägheitskraft  $F_t$  ebenfalls auf diese Seite bringt. Es ergibt sich somit:

$$V_K \rho_K \cdot \left( \frac{dw_r}{dt} + w_r \cdot \frac{dw_r}{dx} \right) = F_g + F_u - F_w - F_a - F_p \quad (25)$$

Der örtliche Differentialquotient  $d/dx$  wird durch den Differenzenquotienten ersetzt, um eine Berechnung in *Modelica*® möglich zu machen:

$$w_r \cdot \frac{dw_r}{dx} = w_r \cdot \frac{\Delta w_r}{\Delta x} \quad (26)$$

Das betrachtete Transportvolumen wird zu diesem Zweck in x-Richtung eindimensional diskretisiert. Die vertikale Absolutgeschwindigkeit der Partikel in x-Richtung bei Eintritt in das erste diskrete Transportvolumen am Mahltellerrand wird als  $u = 0$  m/s gewählt.

#### Berechnung des Kohlenstaubmassenstroms

Im Falle des Massentransports von Fluiden, werden die Massenströme über die Kontinuitätsgleichung als Funktion der Flussgeschwindigkeit formuliert. Der Transport der Partikelphase in einer Dispersion erfolgt in Anlehnung an diesen Ansatz. Der Kohlenstaubmassenstrom wird nach Gleichung (27) berechnet.

$$\dot{m} = \rho_K \cdot u \cdot A \cdot K_v \quad (27)$$

Die zugrunde liegende Modellvorstellung wird in Abbildung 9 veranschaulicht. Die Änderung der Partikelmasse in einem Volumen  $V$  wird beschrieben durch den Volumenanteil  $K_v$  der Partikel mit der Dichte  $\rho_K$ , welche mit der Geschwindigkeit  $u$  die Schnittfläche  $A$  durchtreten.

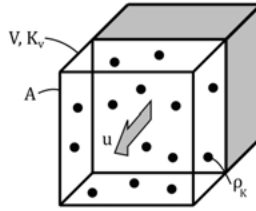


Abbildung 9: Schematische Darstellung der Modellierung des Staubmassentransports

Die Änderung der Masse  $m$  in einem Volumen entspricht der Summe der zu- und abgeführten Massenströme. Die Massenbilanz in Gleichung (28) wird für jede Korngrößenklasse und jedes diskrete Volumen  $j$  berechnet. Partikel mit positiven Absolutgeschwindigkeiten werden in das nächste Volumen  $j+1$  stromaufwärts transportiert. Negative Absolutgeschwindigkeiten führen zur Abscheidung der Korngrößenklasse als Grobputz.

$$\frac{dm_i^j}{dt} = -|\dot{m}_{i,u>0}^j| - |\dot{m}_{i,u<0}^j| + |\dot{m}_{i,u>0}^{j-1}| \quad (28)$$

#### Modifikation des Partikeltransports

Die Berechnung der Absolutgeschwindigkeit der Partikel  $u$  kann im ungünstigen Fall sehr kleine Zahlenwerte ergeben. Die Berechnung des Kohlemassenstroms nach Gleichung (27) verdeutlicht, dass kleine Geschwindigkeiten  $u$  bei einem konstanten über den Zuteiler zugeführten Massenstrom zu hohen Partikelbelastungen der Tragluft führen. Diese kann unrealistisch hohe Werte von mehreren Tonnen Staub annehmen. Um diesem Effekt entgegenzutreten, wird Gleichung (28) um einen zusätzlichen Term erweitert, wenn  $0 < u < u_{\text{grenz}}$  gilt:

$$-|\dot{m}_{i,u_{\text{grenz}}-u}^j| = \rho_K \cdot (u_{\text{grenz}} - u)_i \cdot A \cdot K_{v,i} \quad u < u_{\text{grenz}} \quad (29)$$

Dieser Massenstrom wird auf den Mahlteller zurückgeführt. Dadurch wird bereits ein Anteil von Partikeln in das Grobputz abgeschieden, für den aus der Berechnung nach Gleichung (21) noch  $u > 0$  gilt. Für negative Absolutgeschwindigkeiten  $u$  wird hingegen die einfache Bedingung  $u < -u_{\text{grenz}}$  eingeführt.

Der beschriebene Ansatz kann als Unschärfe in der Trennfunktion interpretiert werden. Da Trennprozesse in Anlagen im technischen Maßstab niemals ideal scharf sind, ist der Ansatz physikalisch begründbar [56, 57]. Außerdem trägt er wesentlich zur Stabilität der Simulationen bei.

### 3.3 Sichten

Wie bereits in Abschnitt 2.1 erwähnt, existieren für Steinkohlemühlen verschiedene Sichterbauarten. Die folgenden Ausführungen beschränken sich auf Vertreter aus der Familie der Drehsichter wie zum Beispiel den Stabkorbsichter, da diese den Stand der Technik darstellen. Stabkorbsichter verfügen über ein drehzahlgeregeltes Sicherterrad, über welches die Trennung von Grob- und Feinmahlgut eingestellt werden kann. Das Sicherterrad ähnelt einem Korb aus Rund- oder Flacheisen, welche als Lamellen vertikal am äußeren Radius des Sicherterrades angebracht sind. Neben der Drehzahl haben die Geometrie des Sichters und die Anzahl der Lamellen einen Einfluss auf das Trennergebnis [58].

Das Sichten von Kohlenstaub in einem solchen Sichter basiert auf den Kräften, welche im Zentrifugalfeld auf die einzelnen Partikel wirken. Die Gasströmung wird als Wirbelsenke beschrieben. Sowohl die Tragluft als auch die Partikel folgen auf ihrem Weg von außen nach innen sogenannten Archimedischen Spiralen [53, 56]. In Abbildung 10 ist beispielhaft eine entsprechende Trajektorie eines Kohlepartikels dargestellt.

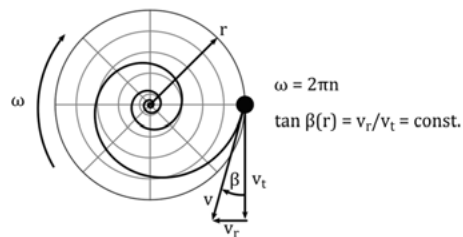


Abbildung 10: Theoretische Trajektorie des Einzelkorns im Drehsichter

Die Tragluft tritt von außen radial in den Sichter ein und bewegt sich nach innen. Die resultierende Radialgeschwindigkeit  $v_r$  ist daher eine Funktion des Radius  $r$ . Die Höhe des Sichters wird als über den Radius konstant angenommen und mit  $h$  bezeichnet.

$$v_r = \frac{\dot{V}}{2\pi \cdot h \cdot r} \quad (30)$$

Die Tangentialgeschwindigkeit  $v_t$  wird der Tragluft von dem mit der Winkelgeschwindigkeit  $\omega = 2\pi n$  rotierenden Sichterrad aufgeprägt. Es wird angenommen, dass die Luft der Rotation des Sichterkorbs verzögerungsfrei folgt und selbst nicht mit Trägheit behaftet ist. Die Lamellen drehen sich dabei auf dem Außenradius des Sichterrades und es gilt für  $r = r_{\text{außen}}$  Gleichung (31).

$$v_t = \omega \cdot r \quad (31)$$

Ferner gelten für die Strömung in einer Wirbelsenke folgende Zusammenhänge:

$$v_t \cdot r = \text{const.} \quad (32)$$

$$\tan \beta = \frac{v_r}{v_t} = \text{const.} \quad (33)$$

Analog zu den Partikeln im Schwerefeld im vorangegangenen Abschnitt folgen die Kohlenstaubpartikel der Tragluft verzögert um ihre Relativgeschwindigkeit. Diese ergibt sich wieder aus der Impulsbilanz des Einzelkorns. Für den Trennprozess wird das Kräftegleichgewicht in radialer Richtung aufgestellt. In Gleichung (20) wird der Term der Gewichtskraft  $F_g$  durch den Term der Zentrifugalkraft  $F_z$  ersetzt.

$$F_z = V_K \cdot \rho_K \cdot r \cdot (2\pi n)^2 \quad (34)$$

Die Relativgeschwindigkeit der Partikel ergibt sich analog zu den Gleichungen (21) bis (26). Auch hier werden Partikel mit Absolutgeschwindigkeiten  $u < 0$  abgeschieden und fallen zurück auf den Mahlteller. Partikel, für welche  $u > 0$  gilt, werden weiter in Richtung der Brenner transportiert.

Jede technisch umgesetzte Trennung ist mit einer Unschärfe behaftet. Im Falle des Sichters einer Kohlemühle hat diese einen unmittelbaren Einfluss auf den Massenaustrag in Richtung der Brenner und auf die Rezirkulation des Grobgutes zum Mahlteller. Damit ergeben sich direkte Auswirkungen auf den Massenbelag auf dem Mahlteller, das Mahlverhalten und auf den gesamten Mahlkreislauf.

Die Modellierung der Trennschärfe erfolgt indirekt über die Gewichtung der Massenströme der einzelnen Korngrößenklassen zum Brenner und zurück auf den Mahlteller. Der Massentransport vom Sieb zum Brenner wird wie im vorherigen Abschnitt durch die Gleichungen (27) und (28) proportional zur berechneten radialen Partikelgeschwindigkeit beschrieben. Der rezirkulierte Massenstrom hingegen wird proportional zur vertikalen Fallgeschwindigkeit der Partikel auf Grund der Erdbeschleunigung modelliert. Ein positiver Nebeneffekt der Modellierung der Trennschärfe ist, dass auch im Sieb unrealistisch hohe Partikelbelastungen vermieden werden und sich die Stabilität der Simulation erhöht.

#### 3.4 Trocknen

Wie in Abschnitt 2.1 beschrieben, wird die rohe Steinkohle in der Mühle für die Verbrennung aufbereitet. Neben der Zerkleinerung umfasst dies auch die Trocknung der Kohle. Beschrieben wird der Trocknungsprozess über den Wärme- und Stoffübergang zwischen dem in der Kohle gebundenen Wasser und dem umgebenden Trocknungsmedium. Das Trocknungsmedium ist die heiße Primärluft, welche auch die notwendige Energie in Form von Wärme bereitstellt, um das in der Kohle gebundene Wasser in die Gasphase zu überführen.

Die Veränderung des Wasseranteils der Kohle in Abhängigkeit von der Zeit wird als Trocknungsverlauf bezeichnet. Da es sich bei Steinkohle um ein hygroskopisches Gut handelt, teilt sich dieser in drei Abschnitte. Der erste Abschnitt ist die Oberflächentrocknung der Kohlebrocken und beginnt bereits im Fallschacht, wo die Rohkohle erstmals mit der heißen Primärluft in Kontakt kommt. Während des zweiten Trocknungsabschnitts wird der Kohle das Wasser entzogen, welches in Kapillaren gespeichert ist. Die Trocknung verläuft hier auf Grund des höheren Diffusionswiderstandes langsamer. Während des dritten Trocknungsabschnitts ist die bestimmende Größe die Dampfdiffusion in den luftgefüllten Poren. Detaillierte Betrachtungen und experimentelle Untersuchungen zum Trocknungsverlauf von Steinkohle werden von Schmidt-Holthausen angestellt [59].

Der überwiegende Teil der Trocknung findet im Strömungsfeld oberhalb der Mahlbahn statt. Die Kohle ist vermahlen und befindet sich bereits in Dispersion mit der heißen Primärluft. Die Primärluft tritt durch enge Spalte mit einer Geschwindigkeit von bis zu

90 m/s in die Mühle ein und wird zusätzlich verdrallt. Die Zustände in diesem Bereich der Mühle können mit denen in einem Wirbelbett verglichen werden und führen zu sehr hohen Wärmeübergangskoeffizienten [20]. Die Messung des Temperaturverlaufs der Primärluft über der Mühlenhöhe zeigt, dass sich die Kohlepartikel und die Gasphase bereits ab der Oberkante der Mahlwalzen im thermischen Gleichgewicht befinden. Die Trocknung ist bereits an dieser Stelle abgeschlossen [23].

Die Modellierung des Trocknungsvorgangs kann in verschiedenen Detaillierungsgraden vorgenommen werden. Päuker [38] nutzt in seiner Arbeit zur Modellierung einer Schlagradmühle für Braunkohle verschiedene Trocknungsmodelle nach McIntosh, welchen die Berechnung von Trocknungsgeschwindigkeiten in den drei Trocknungsabschnitten zu Grunde liegt [60, 61]. Die Verweilzeit der Partikel und ihre Geschwindigkeit in dem umgebenden Fluid sind in diesem Modell von zentraler Bedeutung für die erreichbare Restfeuchte. Da Steinkohle einen weitaus geringen Wasseranteil als Braunkohle aufweist, bietet sich für diese Arbeit ein einfacherer Ansatz nach Gleichung (35) an.

$$\dot{m}_{\text{H}_2\text{O}} = \max\left(\dot{m}_{\text{PrimLu}} \cdot (\xi_s - \xi_{\text{H}_2\text{O,PrimLu}}), \dot{m}_{\text{Kohle}} \cdot (\xi_{\text{H}_2\text{O,Kohle,roh}} - \xi_{\text{rest}})\right) \quad (35)$$

Es wird die Trocknung bis hin zu einem Gleichgewichtszustand berechnet. Dieser Zustand ist entweder erreicht, wenn der Feststoff eine definierte Restfeuchte erreicht hat oder wenn das umgebende Gas bezüglich seines Wasseranteils einen Sättigungszustand erreicht hat. Zusätzlich wird für den Trocknungsprozess die Energiebilanz der Kohlenstaub-Luft-Dispersion aufgestellt. Diese beinhaltet neben den Enthalpieströmen der Kohle und der Luft die Verdampfungsenthalpie  $\Delta h_v$  des Wasseranteils in der Kohle:

$$\frac{dU}{dt} = \dot{Q}_{\text{Reib}} - \dot{Q}_{\text{Verl}} + \dot{m}_{\text{H}_2\text{O}} \Delta h_v + \sum (\dot{m} \cdot h)_{\text{Gas}} + (\dot{m} \cdot h)_{\text{Kohle}} \quad (36)$$

Die dem Prozess durch Reibung zugeführte Energie in Form von Wärme  $\dot{Q}_{\text{Reib}}$  wird mittels einer empirischen Korrelationen abgeschätzt und ebenfalls in die Energiebilanz aufgenommen [28]. Der Wärmeverlust  $\dot{Q}_{\text{Verl}}$  durch Strahlung und Konvektion berücksichtigt den Wärmeübergang an die umgebende Stahlmasse der Kohlemühle und bringt so eine thermische Trägheit in das System ein.

### 3.5 Modellierung der Gasphase

Der Schwerpunkt in den vorangegangenen Abschnitten liegt auf der Beschreibung der Modellierung der Kohle innerhalb der Mühle. Diese befindet sich in Dispersion mit der Primärluft, welche die Kohlemühle durchströmt. In diesem Abschnitt wird daher auf die Gasphase und die implementierten Berechnungsgrundlagen eingegangen.

Für die Modellierung der Gasphase wird auf verschiedene bestehende Bauteilbibliotheken zurückgegriffen. Die Bauteilbibliothek *Clara* enthält neben kraftwerksspezifischen Komponenten auch allgemeinere Bauteile wie zum Beispiel Drosseln und Volumenelemente. Die benötigten Stoffwerte werden aus der Bibliothek *TILMedia* bezogen. Druckverlust- und Wärmeübergangsmodelle finden sich in der *FluidDissipation*-Bibliothek. Eine detaillierte Übersicht der verwendeten Bibliotheken befindet sich in Anhang A.1. Einzelheiten zu Aufbau und Struktur der Bauteilbibliothek sind in den jeweiligen Nutzerhandbüchern, bei Brunnenmann und im Abschlussbericht des BMWi-Forschungsprojektes *DYNCAP* zu finden [16, 62].

Der objektorientierte Ansatz der Programmiersprache *Modelica*® und die Struktur der Bauteilbibliothek *Clara* finden sich in der Modellierung von gasförmigen Medien wieder. Es werden abwechselnd Gasvolumina und Druckverluste verschaltet. In jedem Volumen wird die Gasmasse nach Gleichung (37) bilanziert und die Energiebilanz nach Gleichung (38) aufgestellt. Der Massentransport zwischen den Volumina wird durch Druckverlustmodelle, wie zum Beispiel jenes in Gleichung (39), bestimmt.

$$V \cdot \frac{d\rho(p,T)}{dt} = \sum \dot{m} \quad (37)$$

$$\frac{dU}{dt} = P + \dot{Q} + \sum \dot{m} \cdot h \quad (38)$$

$$\Delta p = \Delta p_{\text{nom}} \cdot \left( \frac{\dot{m}}{\dot{m}_{\text{nom}}} \right)^2 \quad (39)$$

Zusätzlich zur Massenbilanz wird in jedem Gasvolumen die aus zehn Komponenten bestehende Zusammensetzung bilanziert. Die Stoffeigenschaften, wie unter anderem die Dichte, Wärmekapazität und Viskosität, werden über hinterlegte Zustandsgleichungen



berechnet. Die Modellierung des Wärmetransports fußt auf verschiedenen Nußelt-Korrelationen für den konvektiven Wärmeübergang, dem Ansatz nach Fourier für die Wärmeleitung und dem Stefan-Boltzmann-Gesetz für die Wärmestrahlung.

## 4 Bewertung der Modellgüte

Nachfolgend werden die in Kapitel 3 dargestellten Modellierungsansätze in zwei Schritten überprüft. Zunächst wird das Modellverhalten der drei Teilmodelle Mahlteller, Transportraum und Sichter isoliert voneinander verifiziert. Das Modellverhalten wird auf Plausibilität geprüft. Im zweiten Schritt erfolgt die Validierung. Dazu werden alle vier genannten Teilmodelle zu einem Mühlenmodell verschaltet. Anders als bei der Verifizierung findet somit auch der Teilprozess des Trocknens Berücksichtigung. Die Simulationsergebnisse werden Betriebsmessdaten einer Referenzmühle gegenübergestellt.

### 4.1 Verifizierung

Die Verifizierung ist eine qualitative Überprüfung des Modellverhaltens. Sie stellt sicher, dass die physikalischen Zusammenhänge in den Teilmodellen mathematisch korrekt abgebildet und fehlerfrei implementiert sind. Das Vorgehen zur Verifizierung aller drei Teilmodelle beruht auf der Variation einer oder mehrerer Eingangsgrößen. Die folgende Systemantwort wird anhand ausgewählter Ausgangsgrößen auf Plausibilität geprüft.

#### Mahlteller

Das Mahltellermodell beinhaltet den Massentransport auf dem Mahlteller und den in Abschnitt 3.1 beschriebenen Mahlprozess. Zur Betrachtung des Transport- und Speicherverhaltens auf dem Mahlteller sind in Abbildung 11 der zugeführte Rohkohlemassenstrom und die Kohlemasse auf dem Mahlteller in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt. Zusätzlich zeigt der untere Teil der Abbildung die radiale Transportgeschwindigkeit der Kohle nach Gleichung (18) für drei stationäre Zustände als Funktion des Mahltellerradius. Der Rohkohlemassenstrom kann als Äquivalent der Zuteilerdrehzahl angesehen werden und wird sprungförmig variiert. Alle weiteren Eingangsgrößen bleiben unverändert.

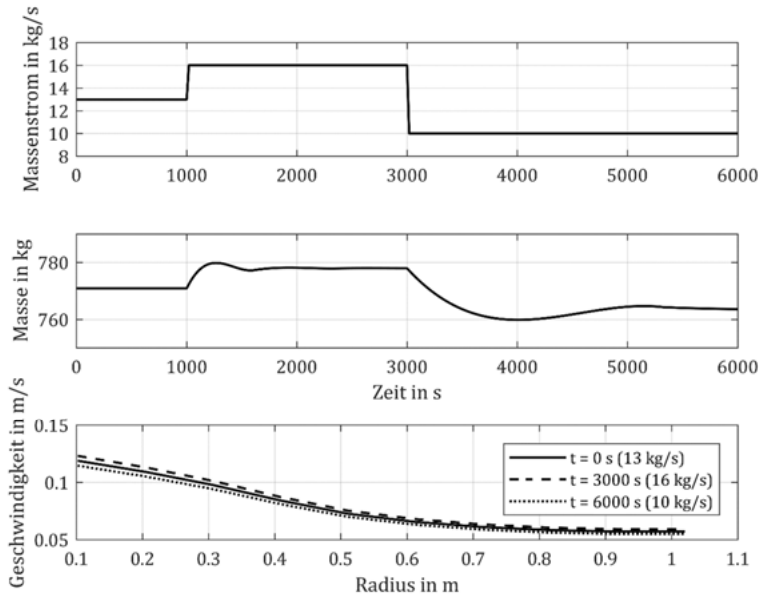


Abbildung 11: Transport- und Speicherverhalten der Kohle auf dem Mahlteller

Der Rohkohlemassenstrom wird zum Zeitpunkt  $t = 1000$  s sprunghaft von  $\dot{m}_{RK} = 13$  kg/s auf 16 kg/s erhöht. Die Kohlemasse auf dem Mahlteller steigt auf ein erhöhtes stationäres Niveau an. Auf dem Mahlteller wird Masse eingespeichert. Auf Grund des größeren Massenbelags steigt der Böschungswinkel des Kohlekegels auf dem Mahlteller und mit ihm die radiale Transportgeschwindigkeit der Kohle. Nachdem sich stationäre Zustände eingestellt haben, erfolgt zum Zeitpunkt  $t = 3000$  s ein negativer Zuteilerdrehzahlsprung auf  $\dot{m}_{RK} = 10$  kg/s. Der Mahlteller speichert Kohlemasse aus und erreicht nach einem Einschwingvorgang ein neues stationäres Niveau. Die radiale Transportgeschwindigkeit der Kohle auf dem Mahlteller nimmt ab. Das Mahltellermodell zeigt somit das erwartete Verhalten.

### Transportraum

Sobald der Kohlenstaub den Mahlteller über dessen äußeren Rand verlässt, wird er von der Primärluft erfasst und entsprechend der Modellierung nach Abschnitt 3.2 in Richtung des Siebtrahls transportiert. In Abbildung 12 sind der Primärluftmassenstrom, der das Kontrollvolumen verlassende Kohlenstaubmassenstrom und die in Dispersion befindliche Kohlemasse bei konstantem, zugeführten Kohlemassenstrom in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt. Zum Zeitpunkt  $t = 400$  s wird der Primärluftmassenstrom sprunghaft um 5 % angehoben und anschließend bei  $t = 1000$  s um 10 % abgesenkt.

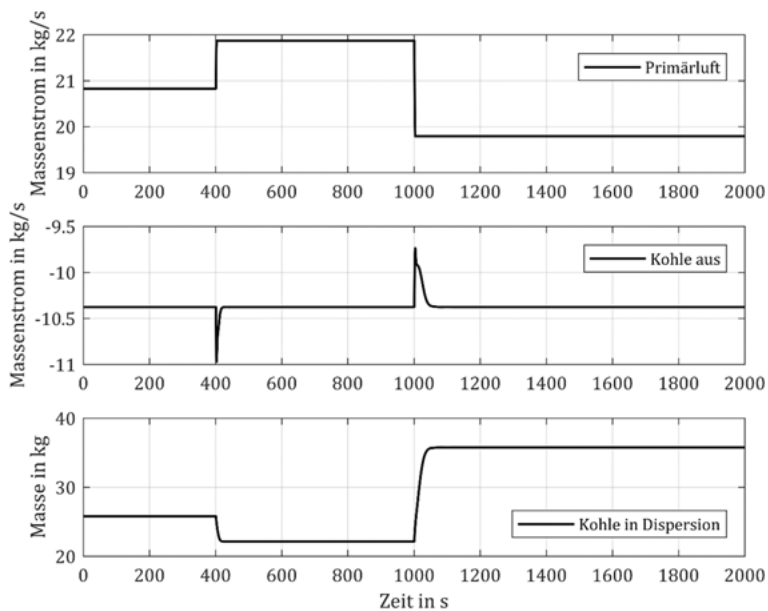


Abbildung 12: Verhalten des Kohlenstaubs im Transportraum bei konstantem zugeführten Kohlemassenstrom und Variation des Primärluftmassenstroms

Durch den Sprung des Primärluftmassenstroms in positive Richtung wird kurzzeitig mehr Kohlenstaub ausgetragen. Die im Kontrollvolumen gespeicherte Kohlemasse sinkt und stellt sich ein neuer stationärer Zustand ein. Dieser Vorgang ist nach  $\Delta t = 20$  s abgeschlossen. Um die Massenbilanz des Kohlenstaubs bei den nun höheren Gasgeschwindigkeiten

zu erfüllen, ist weniger Kohlemasse im Volumen eingespeichert. Der Primärluftsprung in negative Richtung zum Zeitpunkt  $t = 1000$  s erzielt den gegenteiligen Effekt. Es wird kurzzeitig weniger Kohlenstaub ausgetragen und die Kohlemasse im Kontrollvolumen steigt an. Nach  $\Delta t = 52$  s befindet sich das System wieder im stationären Zustand. Das Transportraummodell zeigt somit das erwartete, plausible Verhalten.

### Sichter

Vom Transportraum gelangt der Kohlenstaub zum Sichter. Die Referenzmühle ist mit einem Stabkornsichter ausgestattet. Über dessen Drehzahl wird die für die Verbrennung im Brenner erforderliche Feinheit des Kohlenstaubs eingestellt. Dem Trennprozess im Sichter liegt die Modellvorstellung einer Wirbelsenke zu Grunde, welche über das in Abschnitt 3.3 dargestellte Kräftegleichgewicht am Einzelkorn beschrieben wird. Der Einfluss der Sichterdrehzahl  $n$  auf ein Einzelkorn wird in Gleichung (34) deutlich. In Abbildung 13 sind für einen dem Sichter konstant und mit unveränderlicher Korngrößenverteilung zugeführten Kohlemassenstrom die Sichterdrehzahl und der Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt. Zusätzlich sind im unteren Teil der Abbildung die resultierenden Summenverteilungen der Korngrößenklassen des Kohlenstaubmassenstroms zum Brenner gezeigt.

Zum Zeitpunkt  $t = 400$  s wird die Sichterdrehzahl sprunghaft von  $n = 50 \text{ min}^{-1}$  auf  $55 \text{ min}^{-1}$  erhöht. Die Zentrifugalkräfte, welche auf die Kohlepartikel wirken, werden größer und auch kleinere Partikel werden im Sichter nach außen getragen und abgeschieden. Der Staubmassenstrom zum Brenner sinkt. Im unteren Teil der Abbildung ist zu erkennen, dass der Staub zum Brenner feiner wird.

Eine anschließende Reduktion der Sichterdrehzahl auf  $n = 45 \text{ min}^{-1}$  zum Zeitpunkt  $t = 1000$  s bewirkt ein gegenteiliges Verhalten. Die Zentrifugalkräfte, welche auf die Kohlepartikel wirken, werden wieder kleiner und es können auch größere Partikel den Sichter in Richtung der Brenner passieren. Der Grenzkorndurchmesser wird größer und der Staubmassenstrom steigt. Auch das Sichtermodell zeigt demnach plausible Ergebnisse.

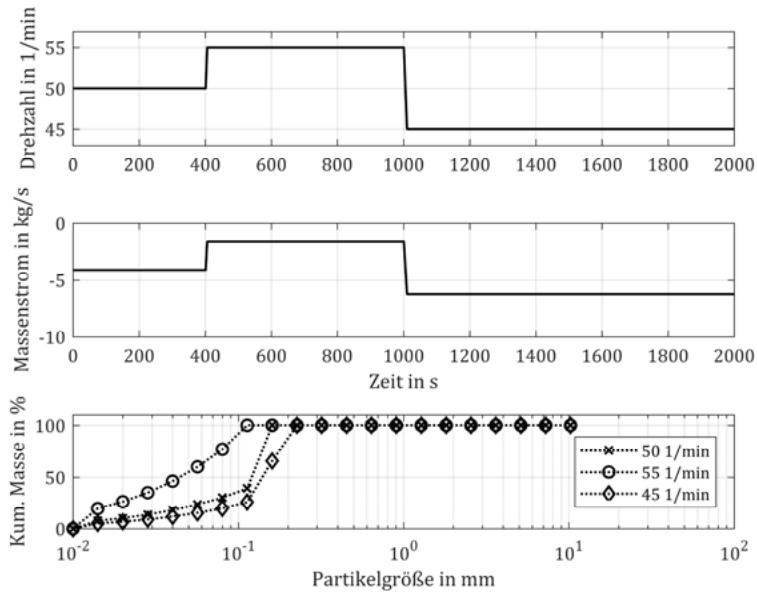


Abbildung 13: Massenstrom und Korngrößenverteilung des Kohlenstaubs zum Brenner bei konstantem dem Sieher zugeführten Kohlenmassenstrom und Variation der Sieherdrehzahl

## 4.2 Validierung

Für die Validierung werden die im vorherigen Abschnitt verifizierten Teilprozesse zu einem vollständigen Mühlenmodell zusammengefügt. Das Modell bildet somit den gesamten Mahlprozess vom Zuteiler bis zur Kohlenstaubleitung zu den Brennern ab. Dabei wird auch die Rezirkulation der Kohlepartikel im internen Mahlkreislauf der Kohlemühle berücksichtigt.

Die Validierung erfordert Betriebsmessdaten einer Referenzkohlemühle, anhand derer die Simulationsergebnisse bewertet werden können. Anders als bei der Verifizierung des Mühlenmodells handelt es sich um eine quantitative Bewertung der Modellgüte. Um Betriebsmessdaten und Simulationsergebnisse vergleichen zu können, ist das Müh-

lenmodell wie die Referenzanlage zu parametrieren. Die Parametrierung umfasst hauptsächlich die Geometrie der Referenzmühle und einige zusätzliche betriebliche Größen. Der Mühlenbetrieb, welcher den Validierungsdaten zu Grunde liegt, wird mit dem Mühlenmodell simuliert. Dazu werden die notwendigen Eingangsdaten aus den Messdaten entnommen und dem Mühlenmodell aufgeprägt.

In den beiden folgenden Abschnitten wird zunächst die Referenzmühle beschrieben und auf die verwendeten Betriebsmessdaten eingegangen. Danach schließt sich die Validierung in zwei Schritten an. Zunächst wird in Abschnitt 4.2.3 der stationäre Mühlenbetrieb betrachtet, bevor in Abschnitt 4.2.4 das dynamische Verhalten des Kohlemühlenmodells überprüft wird.

#### 4.2.1 Die Referenzkohlemühle

Als Referenzmühle dient eine Walzen-Schüssel-Mühle der Bauart EVT. Die Mühle ist mit einem drehzahlgeregelten, dynamischen Sieb mit 48 Lamellen ausgestattet. Der maximale Kohledurchsatz beträgt 13,06 kg/s im Betrieb mit Garantiekohle. Der korrespondierende Primärluftmassenstrom zum Transport des Kohlenstaubs ist 21,5 kg/s. Tabelle 1 enthält Auszüge aus den technischen Auslegungsdaten der Referenzmühle. Eine vollständige Übersicht befindet sich in Anhang A.3. Vier Mühlen stellen die Brennstoffaufbereitung eines Steinkohlekraftwerks mit einer elektrischen Bruttoleistung von 550 MW<sub>el</sub> sicher.

Neben der üblichen Messtechnik sind alle vier Kohlemühlen mit einem System zur Messung des Kohlenstaubmassenstroms ausgestattet. Die Messung erfolgt in den Kohlenstaubleitungen zu den einzelnen Brennern. Jeder Mühle werden so Messdaten von acht Kohlenstaubmassenströmen zugeordnet. Die Messung erfolgt elektromagnetisch. Der Sensor emittiert ein elektromagnetisches Feld und verarbeitet die von den Partikeln reflektierten Wellen. Gemessen wird ein dem Kohlemassenstrom proportionales Signal. Eine detaillierte Beschreibung des Messverfahrens wird vom Hersteller gegeben [63].

Tabelle 1: Technische Auslegungsdaten der Referenzmühle (Auszug)

max. Durchsatz Garantiekohle	13,06 kg/s
Primärluftvolumenstrom vor Mühle	16,64 m <sup>3</sup> /s (= 21,5 kg/s)
Sichterdrehzahl	40 – 75 min <sup>-1</sup>
hydraulischer Mahlwalzendruck	max. 100 bar
Gesamtdruckverlust (gasseitig)	40 – 70 mbar
Mahlteilerdrehzahl	45 min <sup>-1</sup>
Durchmesser Mahlteller	2,44 m
mittlerer Durchmesser Mahlwalzen	1,18 m
Mahlbarkeit Kohleband	50 – 70 °H
Kraftwerks-Bruttoleistung	550 MW <sub>el</sub>

Die Validierungsversuche werden mit russischer Kohle durchgeführt. Deren Zusammensetzung und Eigenschaften sind in Tabelle 2 zusammengefasst. Da die Korngrößenverteilung am Eingang in die Mühle nicht bekannt ist, wird für die Simulation des Mühlenmodells eine typische Korngrößenverteilung für Steinkohle im rohen Zustand aus Steinmetz [13] entnommen. Diese ist bereits in Abbildung 4 dargestellt.

Tabelle 2: Kohlezusammensetzung für die Validierungsversuche

Herkunft	HGI °H	Wasser %	Asche %	Flüchtige %	Schwefel %	Heizwert MJ/kg	Flüchtige (waf) %
Russ- land	54	12,5	11,1	32,2	0,4	23,55	42,2

### 4.2.2 Betriebsmessdaten der Referenzmühle

In Abbildung 14 sind die Betriebsmessdaten des Kohlenstaubmassenstroms in normierter Form gezeigt. Dargestellt sind die über alle Brenner einer Ebene gemittelten Rohdaten sowie eine mittels des Savitzky-Golay-Algorithmus gefilterte Kurve. Das Verfahren teilt die Rohdaten in Intervalle ein und führt innerhalb dieser Polynomregressionen aus [64].



Der Filteralgorithmus erzeugt keine zeitliche Verschiebung der einzelnen Datenpunkte, wie es etwa die Anwendung eines einfachen gleitenden Mittelwerts zur Folge hat.

Die Schwankungen der Rohdaten kann einerseits auf Messungenauigkeiten, andererseits vor allem aber auf die Komplexität der Messaufgabe zurückgeführt werden. Es ist die in Dispersion befindlicher Partikelmasse zu erfassen. Die Verteilung der Partikel in der Strömung ist jedoch nur unter bestimmten Bedingungen homogen und wird von der Geometrie des Kanals und der Interaktion der Partikel untereinander beeinflusst. Einen wesentlichen Einfluss auf das Messsignal hat außerdem die Position des Sensors und die Orientierung der Staubleitung [65, 66].

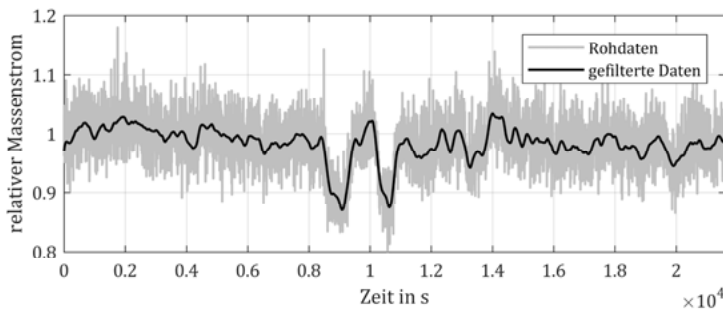


Abbildung 14: Betriebsmessdaten und gefilterte Daten des Kohlenstaubmassenstrom

In Abbildung 15 sind die mittels des Savitzky-Golay-Algorithmus gefilterte Kurve und die zugehörigen Standardabweichungen der Messdaten gezeigt. Zusätzlich sind in der Abbildung vier Bereiche markiert. Diese sind die stationäre Mühlennennlast (0), der Zuteilerdrehzahlsprung (I), der Primärluftsprung (II) und der Sprung des Mahlwalzendrucks (III). Die Standardabweichung wird bei stationärer Mühlennennlast im Bereich (0) ermittelt und beträgt  $\sigma = 0,04$ . Die Daten werden in der gezeigten Form für die folgende Validierung der Modellergebnisse verwendet.

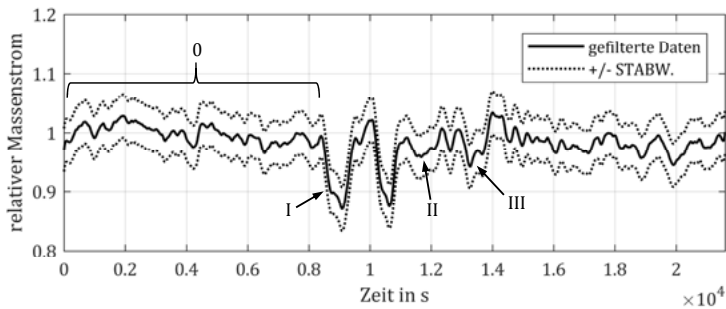


Abbildung 15: Gefilterte Daten des Kohlenstaubmassenstroms und zugehörige Standardabweichungen

Im stationären Betrieb im Bereich (0) arbeitet die Kohlemühle mit 97 % Zuteilerdrehzahl. Dies ist zugleich die Mühlenlast und entspricht mit den Auslegungsdaten in Tabelle 1 einem Kohledurchsatz von 12,67 kg/s und einem Primärluftmassenstrom von 20,86 kg/s. Der Mahlwalzendruck ist auf 94 bar eingestellt. Die Sichterzahl beträgt konstant  $53 \text{ min}^{-1}$ . Der Mühlenbetrieb im Bereich (0) wird für die stationäre Validierung am Mühlenmodell eingestellt. Ausgehend von diesem Lastniveau enthalten die Betriebsmessdaten in den Bereichen (I) bis (III) Sprünge der Mühlensteuergrößen sowohl in negative als auch in positive Richtung. Diese bilden die Grundlage der Validierung des Mühlenmodells im dynamischen Betrieb.

#### 4.2.3 Stationäre Validierung

Bevor das Zeitverhalten des Kohlemühlenmodells bewertet werden kann, muss sichergestellt werden, dass die Simulationsergebnisse für den stationären Mühlenbetrieb hinreichend nahe an der Realität liegen. Die Hauptaufgabe der Kohlemühle ist – wie in Abschnitt 2.1 beschrieben – das Aufbereiten der Rohkohle für die Verbrennung. Als Bewertungskriterium des Mühlenmodells wird daher die Korngrößenverteilung des Kohlenstaubs am Sichteraustritt gewählt. Zusätzlich wird die berechnete Trennschärfe des Sichtermodells bewertet. Die Validierung wird bei stationärer Mühlenennlast durchgeführt, welche in Abbildung 15 mit (0) gekennzeichnet ist.

### Korngrößenverteilung

In Abbildung 16 sind verschiedene Korngrößenverteilungen als kumulierter Massenanteil über der logarithmisch skalierten Partikelgröße dargestellt. Für die Simulation wird eine typische Korngrößenverteilung für die Rohkohle von Steinmetz entnommen und dem Mühlenmodell am Mahltellereintritt als konstante Randbedingung vorgegeben [13].

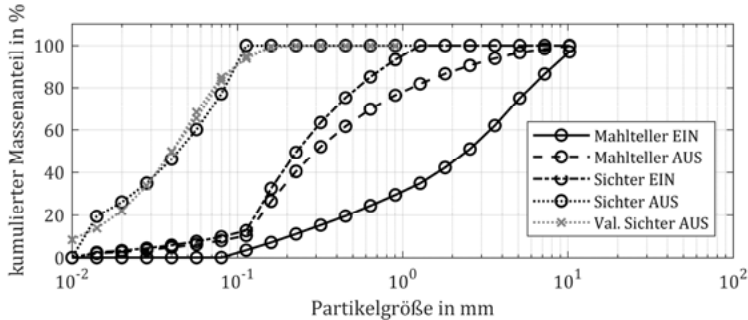


Abbildung 16: Stationäre Validierung der Korngrößenverteilungen

Im stationären Betrieb stellen sich die in der Abbildung gezeigten Korngrößenverteilungen innerhalb der Mühle ein. Der Kohlenstaub wird auf seinem Weg durch die Mühle feiner. Deutliche Veränderungen sind zwischen den Ein- und Austritten des Mahltellers und des Siebers zu erkennen. Das Klassieren im Transportraum der Mühle zwischen dem Mahlteller und dem Sieber wirkt sich weniger stark auf die Korngrößenverteilung aus. Zusätzlich zu den Modellergebnissen sind gemessene Korngrößenverteilung des Kohlenstaubs am Sieberaustritt aus der Literatur von Steinmetz und Thiel eingetragen [13, 42]. Es ist eine gute Übereinstimmung zu erkennen. Der Rückstand auf dem 90 µm-Sieb beträgt für die Literaturdaten etwa 15 Massen-% und für das Kohlemühlenmodell 16,03 Massen-%.

Die Umlaufzahl  $\Phi$  der Kohle innerhalb der Mühle ist ein Maß für die Trägheit des Mahlprozesses. Sie gibt an, wie häufig ein Kohlepartikel im Mittel theoretisch den Mahlteller passiert.

$$\phi = \frac{\dot{m}_{\text{RK}} + \dot{m}_{\text{Rezi,Teller}} + \dot{m}_{\text{Rezi,Sichter}}}{\dot{m}_{\text{RK}}} \quad (40)$$

Für das Mühlenmodell ergibt sich im Validierungsszenario ein Wert von  $\Phi = 8,75$ . Umlaufzahlen können messtechnisch nicht bestimmt werden und hängen stark von den Kohleeigenschaften und der gewünschten Feinheit ab. Die für das Mühlenmodell berechnete Umlaufzahl stimmt in ihrer Größenordnung jedoch mit Simulationsergebnissen von Steinmetz [13] und Erfahrungswerten von Thiel [67] überein.

### Trennverhalten des Sichtermodells

Aus den Korngrößenverteilungen am Sichterein- und -austritt können die Trennfunktionen des Fein- und Grobguts berechnet werden. Am Beispiel des Grobguts wird die Trennfunktion  $T_{\text{grob}}$  in Abhängigkeit von der Korngröße  $d$  wie folgt definiert [57]:

$$T_{\text{grob}}(d) = \frac{m_{\text{grob}}(d)}{m_{\text{grob}}(d) + m_{\text{fein}}(d)} \quad (41)$$

Die Simulationsergebnisse des Mühlenmodells ergeben bei einer stationären Mühlenlast von 97 % die in Abbildung 17 gezeigten Trennfunktionen. In einfacher logarithmischer Darstellung weisen die gezeigten Kurven die typische S-Form auf [53, 56, 68].

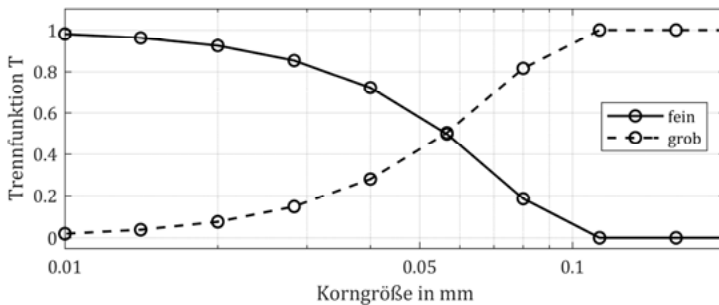


Abbildung 17: Trennfunktionen des Sichtermodells am Beispiel der Referenzmühle

Alle Partikel mit einem Durchmesser von mehr als  $d = 113 \mu\text{m}$  werden im Sichter als Grobgut abgeschieden und fallen zurück auf den Mahlteller. Partikel mit einem Durchmesser von weniger als  $d = 10 \mu\text{m}$  werden nur zu sehr geringen Anteilen rezirkuliert. Bei  $d = 57 \mu\text{m}$  teilen sich die Anteile etwa gleichmäßig in Fein- und Grobgut auf.

Typische Siebrückstände auf dem  $90 \mu\text{m}$ -Sieb sind, wie in Abschnitt 3.1.1 beschrieben, abhängig vom Anteil der flüchtigen Bestandteile der Kohle und betragen für die in

der Referenzanlage verwendeten Kohlen etwa 15 – 20 Massen-%. Die Siebrückstände sind aus der kumulierten Massenverteilung des Kohlenstaubs am Sichteraustritt abzulesen, wie sie zum Beispiel in Abbildung 4 dargestellt ist. Die Ergebnisse des Sichtermodells in Form der Trennfunktion sind nicht direkt mit der kumulierten Massenverteilung des Kohlenstaubs oder den Rückständen auf bestimmten Siebgrößen vergleichbar. Nichtsdestotrotz ist die in Abbildung 17 gezeigte Trennfunktion mit den genannten typischen Rückständen auf dem 90 µm-Sieb vereinbar.

Auslegungsdaten von Kohlemöhlen enthalten in der Regel keine gemessenen Trennfunktionen der Sichter. Auch für die Referenzmöhlen liegen diese nicht vor. Es wird daher nur die qualitative Form und die Nähe zur Realität bestätigt.

#### 4.2.4 Transiente Validierung

Ausgehend von der stationären Möhlennennlast werden die Zuteilerdrehzahl, der Primärluftmassenstrom und der Mahlwalzendruck sprungförmig zunächst in negative und anschließend in positive Richtung verändert. Der Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Betriebsmessdaten erfolgt anhand der gefilterten Messdaten des Kohlenstaubmassenstroms am Sichteraustritt. Die korrespondierenden gefilterten Messdaten sind in Abbildung 15 gezeigt und mit den Ziffern (I) bis (III) gekennzeichnet. Im Folgenden bezeichnet der Begriff Messdaten stets die mittels des Savitzky-Golay-Algorithmus gefilterten Messdaten.

##### Zuteilerdrehzahlsprung

In Abbildung 18 ist die Veränderung des Kohlenstaubmassenstroms in Folge eines Zuteilerdrehzahlsprungs dargestellt. Die Abbildung enthält die Messdaten, die Standardabweichung der Messdaten und die Simulationsergebnisse des Möhlenmodells. Zusätzlich sind der negative Sprung bei  $t = 500$  s und der positive Sprung bei  $t = 1083$  s gekennzeichnet. In der Referenzanlage wird der Zuteilerdrehzahlsprung durch eine sprungförmige Änderung der Drehzahl des Zuteilerförderbandes bewirkt. Die Drehzahländerung beträgt jeweils  $\Delta n_{ZT} = 16,5$  %. Im Möhlenmodell entspricht dies einer Änderung des Rohkohle-massenstroms von  $\Delta \dot{m} = 2,1$  kg/s. Der Primärluftmassenstrom und die Temperatur der Dispersion am Sichteraustritt werden sowohl bei der Erzeugung der Validierungsdaten

mit der Referenzmühle als auch im Mühlenmodell durch die entsprechenden Regelkreise angepasst.

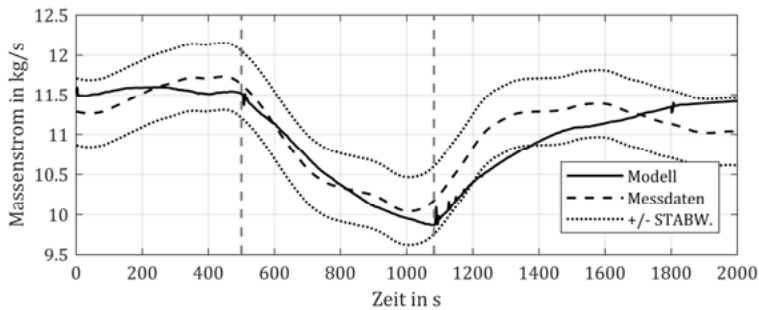


Abbildung 18: Mess- und Simulationsdaten des Kohlenstaubmassenstroms bei Sprüngen der Zuteilerdrehzahl bei  $t = 500$  s und  $t = 1083$  s

Die Messdaten sind vor dem Zuteilerdrehzahlsprung trotz stationären Mühlebetriebs mit Schwankungen behaftet. Der Kohlenstaubmassenstrom folgt dem negativen Zuteilerdrehzahlsprung verzögert. Die Zeit bis zum anschließenden positiven Sprung ist nicht ausreichend, um einen stationären Zustand zu erreichen. Nach dem positiven Zuteilerdrehzahlsprung folgt der Kohlenstaubmassenstrom der Zuteilerdrehzahl zurück auf den Ausgangswert.

Der berechnete Kohlenstaubmassenstrom des Mühlenmodells folgt den Zuteilerdrehzahlsprüngen in gleicher Art und Weise. Messdaten und Simulationsergebnisse zeigen zwischen  $500 > t > 1000$  s eine sehr gute Übereinstimmung. Danach fällt das Simulationsergebnis stärker als die Messdaten. Das Minimum beträgt  $\dot{m} = 9,87$  kg/s. Der Anstieg des Kohlenstaubmassenstroms wird vom Modell unterschätzt. Die Messdaten bewegen sich schneller zurück zum Ausgangswert. Insgesamt zeigen die Ergebnisse des Mühlenmodells und die mit der Referenzmühle erzeugten Validierungsdaten jedoch eine gute Übereinstimmung.

### Sprung des Mahlwalzendrucks

In Abbildung 19 sind die Messdaten des Kohlenstaubmassenstroms und das Simulationsergebnis der Modellmühle für den Fall eines negativen Sprunges ( $t = 500$  s) und des posi-

tiven Sprunges ( $t = 1242$  s) des Mahlwalzendrucks dargestellt. Der Mahlwalzendruck bezeichnet hier den Anteil des Hydraulikdrucks an der Mahlkraft (siehe Gleichung 14), welcher in der Referenzanlage durch eine Hochdruckpumpe erzeugt wird. Im stationären Zustand vor dem Sprung beträgt der Druck  $p_{\text{hydr}} = 94$  bar. Der Betrag des Sprunges ist  $\Delta p_{\text{hydr}} = 8$  bar.

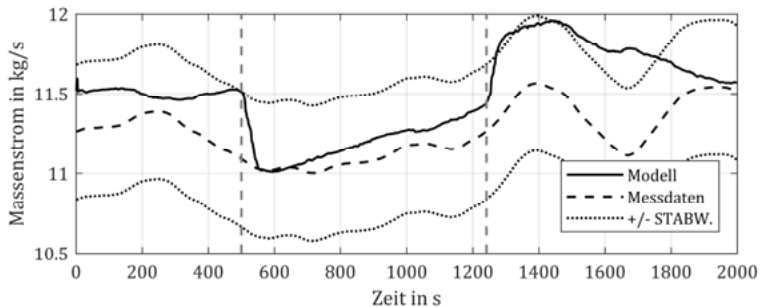


Abbildung 19: Mess- und Simulationsdaten des Kohlenstaubmassenstroms bei Sprüngen des Mahlwalzendrucks bei  $t = 500$  s und  $t = 1242$  s

Der gemessene Kohlenstaubmassenstrom zeigt nur eine geringe Reaktion auf eine Veränderung des Mahlwalzendrucks. Der negative Sprung führt zu einem leichten Abfallen des Kohlenstaubaustrags. Der anschließende positive Sprung lässt den Kohlenstaubmassenstrom wieder ansteigen.

Im Gegensatz zu den Betriebsmessdaten ist die Reaktion des Mühlenmodells ausgeprägter. Eine Reduktion des Mahlwalzendrucks bewirkt einen Abfall des Kohlenstaubaustrags aus der Mühle auf  $\dot{m} = 11,01$  kg/s, da die Kohle weniger fein vermahlen wird. Infolgedessen steigt die Umlaufzahl  $\Phi$  nach Gleichung (40) und die Mühle speichert mehr Masse ein. Der Kohlenstaubmassenstrom bewegt sich langsam wieder auf seinen Ausgangswert zurück, um die Massenbilanz zu erfüllen und eine Übersättigung der Mühle zu verhindern. Die anschließende sprungförmige Erhöhung des Mahlwalzendrucks bewirkt eine bessere Vermahlung der Kohle und das Ausspeichern von Masse aus der Mühle. Der Kohlenstaubmassenstrom steigt auf maximal  $\dot{m} = 11,96$  kg/s, bevor er anschließend wieder langsam auf den Ausgangswert zurückkehrt.

Die Reaktion des Kohlenstaubmassenstroms auf eine Variation des Mahlwalzendrucks ist in der Simulation stärker ausgeprägt als bei den Betriebsmessdaten. Trotzdem zeigen das Mühlenmodell und die Referenzmühle ein vergleichbares Verhalten infolge der Sprünge. Die Simulationsergebnisse liegen zum größten Teil innerhalb der einfachen Standardabweichung der Messdaten.

### Sprung des Primärluftmassenstroms

In Abbildung 20 sind die Messdaten des Kohlenstaubmassenstroms und das Simulationsergebnis der Modellmühle für den Fall eines negativen Sprunges ( $t = 500$  s) und eines positiven Sprunges ( $t = 1200$  s) Primärluftmassenstroms dargestellt. Der Nennmassenstrom der Primärluft beträgt  $\dot{m}_{PL} = 20,83$  kg/s und die Sprunghöhe  $\Delta\dot{m}_{PL} = 0,9$  kg/s. In der Referenzanlage wird ein Sprung des Primärluftmassenstroms durch eine manuelle Anpassung der Stellung der Regelklappen in den Primärluftkanälen provoziert.

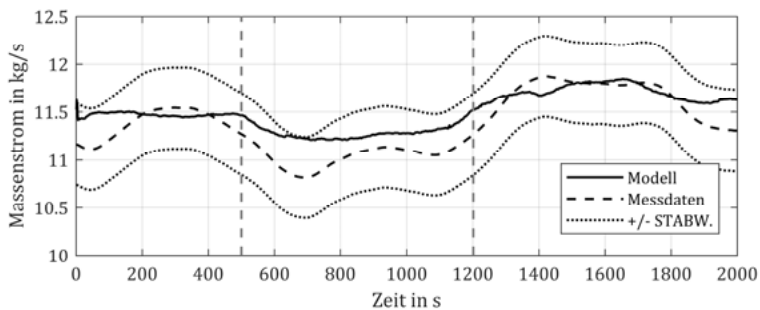


Abbildung 20: Mess- und Simulationsdaten des Kohlenstaubmassenstrom bei Sprüngen des Primärluftmassenstroms bei  $t = 500$  s und  $t = 1202$  s

Die Auswirkungen eines Primärluftsprungs auf den Kohlenstaubaustrag sind in den Simulationsergebnissen geringer als in den Messdaten. Infolge des negativen Sprunges reduziert sich der Kohlenstaubmassenstrom leicht und steigt bei dem positiven Sprung leicht an. Die Extrema der Simulationsergebnisse des Kohlenstaubmassenstroms betragen  $\dot{m}_{KS} = 11,21$  kg/s beziehungsweise  $11,85$  kg/s.

Die Absolutgeschwindigkeiten der Luft und der Kohlepartikel sind proportional zum Primärluftmassenstrom. Eine Erhöhung des Primärluftmassenstroms führt damit zu



mehr Staubaustrag, eine Verringerung reduziert den Austrag. Außerdem hat eine veränderte Anströmung des Sichters Auswirkungen auf dessen Abscheideverhalten. Die entsprechenden physikalischen Hintergründe werden in Abschnitt 3.2 erklärt.

Die nur schwach ausgeprägte Reaktion des Kohlenstaubmassenstroms auf die Sprünge des Primärluftmassenstroms kann mit der geringen Sprunghöhe erklärt werden. Insgesamt zeigen das Mühlenmodell und die Referenzmühle ein vergleichbares Zeitverhalten.

### 4.3 Sensitivitätsrechnungen

In den beiden vorangegangenen Abschnitten werden die Teilprozesse des Mühlenmodells verifiziert und das Mühlenmodell anschließend auf Basis von Betriebsmessdaten validiert. Die der Modellierung zu Grunde liegenden Ansätze und Gleichungen sind in Abschnitt 3 beschrieben und basieren auf physikalischen Zusammenhängen. Die in den Gleichungen enthaltenen Konstanten und Parameter sind physikalisch interpretierbar. Sie werden aus Mess- und Auslegungsdaten sowie aus der technischen Dokumentation der Kohlemühle entnommen. Ausnahmen sind der Grundwert der Zerkleinerung  $s_0$  und die örtliche Diskretisierung  $n$  der Teilprozesse. Daher werden die Sensitivitäten des Mühlenmodells bezüglich dieser beiden Parameter betrachtet. Zusätzlich wird der Einfluss des Hardgrove-Index auf das Zeitverhalten der Mühle untersucht, da diesbezüglich keine Validierungsdaten vorliegen.

#### Diskretisierung

Die eulersche Betrachtungsweise des Kohletransports innerhalb der Mühle, zum Beispiel beschrieben in Abschnitt 3.2 und Gleichung (25), erfordert die örtliche Diskretisierung des Volumens des Kohlebelags auf dem Mahlteller sowie der Gasvolumina des Transportraums und des Sichters. Bezeichnet man die Länge des jeweils betrachteten Volumens mit  $l$  und die Anzahl der diskreten Elemente mit  $n$ , so ergibt sich die diskrete Weglänge  $\Delta x = l/n$ , bei deren Wahl Rechengenauigkeit und Rechenzeit gegeneinander abzuwägen sind. Einerseits ist die diskrete Weglänge ausreichend klein zu wählen, um ihren Einfluss auf das Ergebnis möglichst klein zu halten. Andererseits soll die Rechenzeit in einem für die Systemsimulation von Kraftwerken angemessenen Rahmen bleiben. Die Anzahl der diskreten Elemente  $n$  ist im Modell als Parameter vorzugeben. In Abbildung 21 ist der

Einfluss von  $n$  auf die Simulationsergebnisse der Kohlemassen auf dem Mahlteller, im Transportraum und im Siehter gezeigt. Die zu Grunde liegenden Berechnungen werden an den isolierten Teilprozessen durchgeführt, damit sich diese nicht gegenseitig beeinflussen.

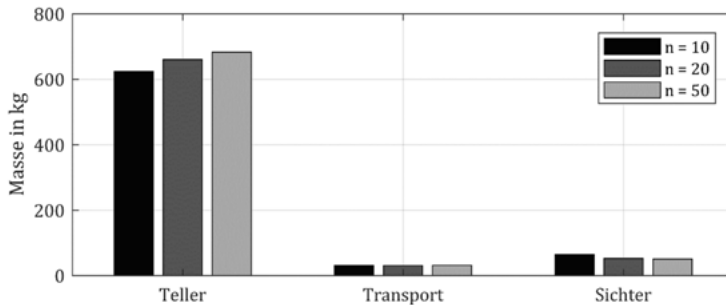


Abbildung 21: Einfluss der Diskretisierung der Teilprozesse auf die sich in den Teilbereichen der Mühle befindenden Kohlemassen

Die Simulationsergebnisse der Kohlemassen sind für  $n = 10, 20$  und  $50$  Elemente dargestellt. Je größer die Anzahl der Elemente, desto größer ist auch die Masse auf dem Mahlteller. Sie liegt zwischen  $624$  und  $683$  kg. Die im Siehter gespeicherte Masse zeigt ein entgegengesetztes Verhalten und wird mit größerem  $n$  kleiner. Sie liegt zwischen  $65$  und  $51$  kg. Gemeinsam ist beiden Massen ihr asymptotisches Verhalten für steigende  $n$ . Im Transportraum sind unabhängig vom Grad der Diskretisierung  $32$  kg gespeichert. Der Einfluss der Diskretisierung auf die Kohlemassen in den betrachteten Teilbereichen der Kohlemühle kann insgesamt als gering bezeichnet werden.

#### Grundwert der Zerkleinerung

Wie in Abschnitt 3.1 beschrieben wird, ist der Grundwert der Zerkleinerung  $s_0$  in Gleichung (12) experimentell für die betrachtete Mahlanlage zu bestimmen. Er geht als konstanter Faktor in die Berechnung der Auswahlfunktion  $s$  ein und legt damit ihr Niveau fest. Für die Modellierung der Kohlemühle dient der Grundwert  $s_0$  zur Anpassung des Modellverhaltens an die Validierungsdaten.

In Abbildung 22 sind die Kohlemassen innerhalb der Mühle über dem Grundwert der Zerkleinerung in einer normierten Darstellung aufgetragen. Die Abbildung zeigt die

Massen auf dem Mahlteller sowie die in Dispersion befindlichen Massen im Transportraum und im Sichter. Der normierte Grundwert der Zerkleinerung wird im Intervall  $0,85 < s_{0,norm} < 1,15$  variiert.

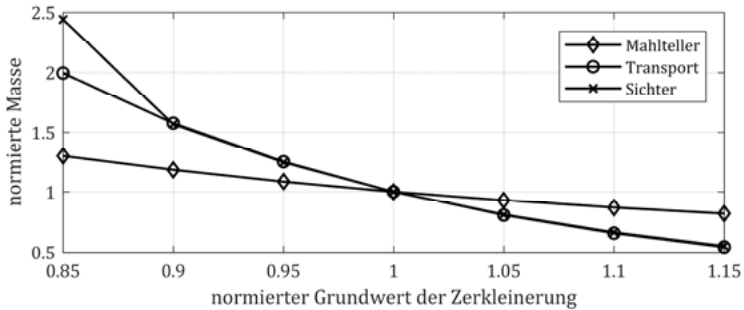


Abbildung 22: Sensitivität der Kohlemassen innerhalb der Mühle bezüglich des Grundwerts der Zerkleinerung

Die sich auf dem Mahlteller befindende Kohlemasse ändert sich um den Faktor 1,3 beziehungsweise 0,82 bei einer Änderung von  $s_{0,norm}$  um  $\pm 0,15$ . Sowohl im Sichter als auch im Transportraum ist der Einfluss noch ausgeprägter. Eine Verringerung von  $s_{0,norm}$  resultiert aus einer schlechter werdenden Mahlleistung der Mühle, welche zu einer Erhöhung der internen Umlaufzahl  $\Phi$  des Kohlenstaubs führt, da dieser häufiger das Mahlbett passieren muss, um ausreichend fein vermahlen zu werden. Es befindet sich mehr Kohlenstaub in Dispersion und die Kohlemühle speichert Masse ein. Bei  $s_{0,norm} = 0,85$  hat sich die Masse im Transportraum, bezogen auf den Grundwert, verdoppelt. Die Masse im Sichter erreicht nahezu den 2,5-fachen Wert. Eine Erhöhung des normierten Grundwerts der Zerkleinerung auf  $s_{0,norm} = 1,15$  reduziert die Kohlemasse in Dispersion hingegen auf den Wert 0,55.

Die hohen Sensitivitäten der Massen im Transportraum und im Sichter sind vor dem Hintergrund kleiner absoluter Massen zu sehen. Anhaltswerte für die Größenordnungen der Kohlemassen in den einzelnen Bereichen der Mühle können Abbildung 21 entnommen werden. Demnach liegt die Kohlemasse auf dem Mahlteller um den Faktor 10 – 20 höher als die Massen im Sichter und im Transportraum.

### Hardgrove-Index

Der Hardgrove-Index beeinflusst direkt das Mahlergebnis und findet daher Eingang in Gleichung (13) für die Auswahlfunktion und in Gleichung (9) für die Bruchfunktion. Das Kohleband der Referenzmühle reicht nach den Auslegungsdaten von 50 bis 70 °H. In Abbildung 23 sind die Kohlemasse auf dem Mahlteller und der Kohlemassenstrom zum Brenner für Kohlen mit drei verschiedenen Hardgrove-Indizes dargestellt.

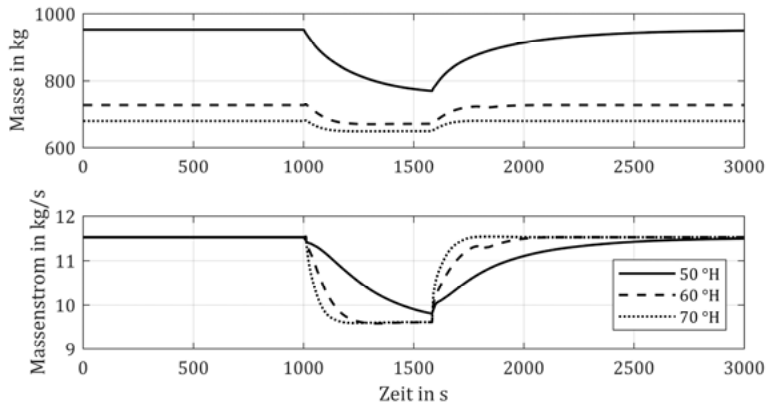


Abbildung 23: Einfluss des Hardgrove-Index auf die Kohlemasse auf dem Mahlteller und den Kohlemassenstrom zum Brenner bei Sprüngen der Zuteilerdrehzahl

Im oberen Teil der Abbildung ist zu erkennen, dass harte Kohlen mit einem kleinen Hardgrove-Index einen höheren Massenbelag auf dem Mahlteller zur Folge haben als weichere Kohlen. Die Erklärung für dieses Verhalten liegt in der Mahlbarkeit. Sollen Kohlen mit kleinen Hardgrove-Indizes vermahlen werden, müssen diese das Mahlbett häufiger passieren als weichere Kohlen, um die erforderliche Feinheit zu erreichen. Damit steigen die Umlaufzahl und auch der Massenbelag auf dem Mahlteller.

Neben dem stationären Betriebspunkt der Mühle beeinflusst der Hardgrove-Index der Kohle auch die Mühlendynamik. Im unteren Teil der Abbildung 23 ist zu erkennen, dass harte Kohlen mit geringeren Hardgrove-Indizes ein wesentlich trägeres Zeitverhalten der Mahlanlage bewirken als weiche Kohlen.

## 5 Einfluss der Mühlendynamik auf den Gesamtprozess

Das in den vorangegangenen Kapiteln beschriebene Mühlenmodell wird nachfolgend in den Kraftwerksprozess eingebunden. Mit dem resultierenden Gesamtmodell wird der dynamische Kraftwerksbetrieb unter besonderer Berücksichtigung des Einflusses der Kohlemühle untersucht. Für diese Untersuchungen wird das Szenario der Präqualifikation zur Bereitstellung von Sekundärregelleistung, der sogenannte Doppelhöckertest, gewählt. Dieses Betriebsszenario stellt hohe Anforderungen an das Lastwechselverhalten von Kraftwerken und speziell an das Betriebsverhalten der Kohlemühle. Das Modell des Referenzkraftwerks und die Grundlagen zur Bereitstellung von Systemdienstleistungen werden in den Abschnitten 5.1 und 5.2 beschrieben.

Um das Potenzial der Kohlemühle zur schnellen Bereitstellung von Sekundärregelleistung bewerten zu können, wird in einem ersten Schritt der Untersuchungen in Abschnitt 5.3 ein Referenzszenario festgelegt. Dafür wird die Kraftwerksleittechnik zunächst in einen definierten Ausgangszustand versetzt. Weder die Siebterdrehzahl noch der Mahlwalzendruck der Mühle werden variiert und der Primärluftmassenstrom wird nicht zusätzlich übersteuert. Ausgehend von diesem Referenzszenario wird der Einfluss der drei genannten Mühlensteuergrößen in Abschnitt 5.4 zunächst isoliert voneinander betrachtet. Diese werden Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt und zusätzlich stufenweise unterschiedlich stark übersteuert, um den Einfluss auf das Austragsverhalten des Kohlenstaubs in Richtung der Brenner zu bewerten. In einem dritten und letzten Schritt der Untersuchungen werden in Abschnitt 5.5 verschiedene Kombinationen aller drei Maßnahmen betrachtet. Der Vergleich und die Bewertung der Simulationsergebnisse erfolgt stets anhand der bereitgestellten Sekundärregelleistung und deren Übereinstimmung mit den Vorgaben des Doppelhöckertests.

### 5.1 Beschreibung des Kraftwerksmodells

Die Modellierung des Referenzkraftwerks erfolgt ebenso wie der Aufbau des Mühlenmodells in der Programmiersprache *Modelica*® mit der Bauteilbibliothek *Clara*, siehe dazu Anhang A.1. Neben allen verfahrenstechnischen Anlagenteilen ist auch die Regelungs-

und Leittechnik implementiert. Das Kraftwerksmodell inklusive der vier Kohlemühlen hat eine Anzahl von etwa 130.000 Gleichungen. Davon entfallen etwa 11.000 auf die Kohlemühlen und 30.000 auf die Leittechnik. Die Anzahl der unabhängigen, zu differenzierenden Zustandsgrößen beträgt circa 2.600. Die Rechenzeiten bewegen sich je nach Simulationaufgabe zwischen 15 Minuten und 2 Stunden. Eine detaillierte Beschreibung des Referenzkraftwerks und der Modellierung wird von Braune gegeben [69].

### 5.1.1 Das Referenzkraftwerk

Als Referenzkraftwerk wird ein steinkohlebefeuetes Dampfkraftwerk mit einer elektrischen Nettoleistung von  $P_{el,netto} = 868$  MW und einem elektrischen Nettowirkungsgrad von  $\eta_{el,netto} = 40$  % bei Nennlast gewählt. Die Feuerung ist als Gegenfeuerung in vier Lagen ausgeführt. Der Dampferzeuger ist ein Zweizugkessel. Dabei befinden sich die HD-Überhitzer 1 und 2 als Strahlungsüberhitzer im Querzug. Die DeNOx-Anlage ist in High-Dust-Schaltung angeordnet. Die Frischdampfparameter liegen maximal bei einem Druck von  $p_{FD} = 210$  bar und einer Temperatur von  $T_{FD} = 545$  °C. Der Dampfdruck der heißen Zwischenüberhitzung beträgt maximal  $p_{ZÜ} = 42$  bar.

Die Speisewasservorwärmung besteht auf der HD-Seite aus zwei Vorwärmern mit vorgeschalteten Dampferhitzern. Auf der ND-Seite sind fünf Vorwärmer vorhanden. Das Kondensat wird über Nachkühler abgeführt oder vorwärts gepumpt. Der Speisewasserbehälter liegt auf einem Druckniveau von  $p_{SWB} = 12$  bar. Den Luftvorwärmern der Bauart Ljungström ist jeweils ein Warm-Wasser-LuVo vorgeschaltet. Zwei Hauptkondensatoren sind kühlwasserseitig in Reihe geschaltet. Die Kondensationsdrücke betragen nach Auslegung  $p_{Kond} = 0,046$  bar beziehungsweise  $0,0672$  bar. Die Rückkühlung erfolgt mittels eines Naturzugkühlturms.

### 5.1.2 Die Kohlemühlen

Die Brennstoffversorgung des Dampferzeugers wird von vier Federrollen-Kohlemühlen gewährleistet. Diese stellen jeweils einen maximalen Auslegungsmassenstrom von  $\dot{m}_{RK} = 26,38$  kg/s bereit und sind mit Drehsichtern ausgestattet. Die Eckdaten der Kohlemühlen sind in Tabelle 3 zusammengefasst.

Tabelle 3: Technische Auslegungsdaten der Kohlemühle des Referenzkraftwerks (Auszug)

max. Durchsatz Garantiekohle	26,38 kg/s
Primärluftvolumenstrom vor Mühle	26 m <sup>3</sup> /s
Sichterdrehzahl	46 – 65 min <sup>-1</sup>
hydraulischer Mahlwalzendruck	max. 128 bar
Mahltellerdrehzahl	22,6 min <sup>-1</sup>
Gesamtdruckverlust (gasseitig)	90 mbar
Durchmesser Mahlteller	2,55 m
mittlerer Durchmesser Mahlwalzen	1,98 m
Mahlbarkeit Kohleband	50 – 65 °H

### 5.1.3 Grundzüge der Leittechnik

Neben der Modellierung der Kraftwerkskomponenten wird die gesamte relevante Leittechnik des Referenzkraftwerks abgebildet. An dieser Stelle wird nur ein kurzer Überblick über die Kraftwerksleittechnik gegeben. Eine detaillierte Betrachtung aller Regelkreise eines Kraftwerksprozesses, ihrer Hierarchie und Verschaltung ist in Klefenz zu finden [70]. In Abbildung 24 ist die Hierarchie der wesentlichen Regelkreise dargestellt. Auf diese wird im Folgenden eingegangen.

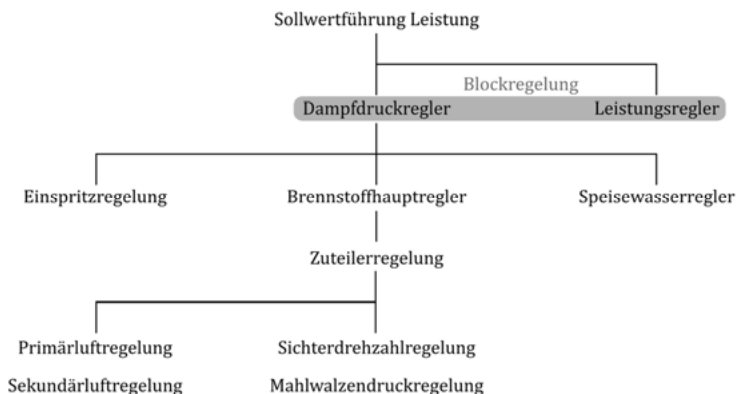


Abbildung 24: Hierarchische Struktur der Kraftwerksleittechnik

Die Sollwertführung Leistung dient der Umsetzung einer Leistungsanforderung (netto) in einen internen Leistungssollwert, wie in Abbildung 25 am Beispiel einer höckerförmigen Leistungsanforderung dargestellt. Zunächst wird der Leistungsanforderung (netto) der elektrische Eigenbedarf des Kraftwerks aufgeschlagen. Der resultierende Leistungssollwert (brutto) wird in einen internen gradientenbegrenzten Leistungssollwert übersetzt, dessen Gradient auf einen typischen Wert von 20 MW/min begrenzt ist. Daraus ergibt sich schließlich mithilfe einer Übersteuerung der übersteuerte Leistungssollwert.

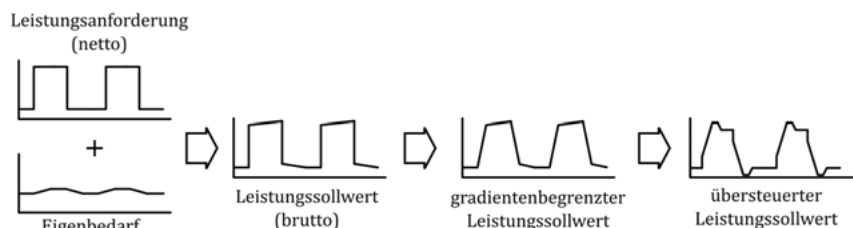


Abbildung 25: Umwandlung einer Leistungsanforderung (netto) in einen übersteuerten Leistungssollwert durch die Sollwertführung Leistung am Beispiel einer höckerförmigen Leistungsanforderung

Der so verarbeitete übersteuerte Leistungssollwert dient als Eingangssignal für den Dampfdruckregler, welcher in Abbildung 26 dargestellt ist. Der Dampfdruckregler übersetzt den übersteuerten Leistungssollwert in den Sollwert der Feuerungswärmeleistung, der über einen Steuerkanal vorgesteuert wird. Die Dampfdruckkorrektur stellt den Sollwert der Feuerungswärmeleistung über den Regelkanal so ein, dass sich der gewünschte Frischdampfdruck am Kesselaustritt einstellt. Eine Änderung der zugeführten Feuerungswärmeleistung bewirkt jedoch erst verzögert eine Änderung des Dampfdruckistwerts am Kesselende. Daher wird die Trägheit des Dampferzeugers durch ein PT5-Modell berücksichtigt und der übersteuerte Leistungssollwert durch die entsprechende Verzögerung in einen Dampfdrucksollwert umgerechnet.



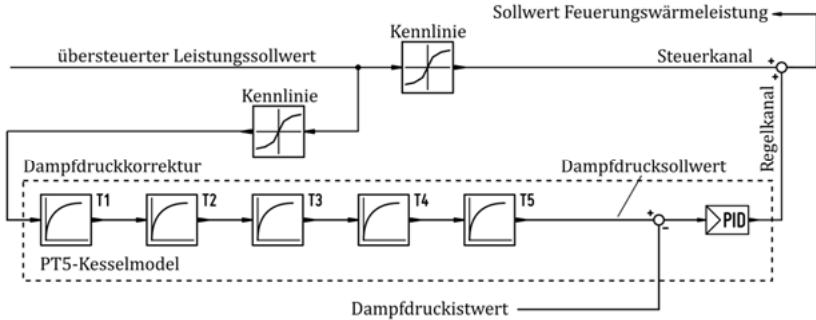


Abbildung 26: Schematische Darstellung des Dampfdruckreglers

Der so korrigierte Sollwert Feuerungswärmeleistung wird als Sollwert an den Brennstoffhauptregler weitergereicht. Der Brennstoffhauptregler übersetzt diesen Sollwert in die notwendigen Zuteilerdrehzahlen der vier Mühlen und gegebenenfalls in den Öldruck der Stützfeuerung.

Sowohl der Mahlwalzendruck als auch die Sichterdrehzahl werden über Kennlinien in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt. Dabei ist zu beachten, dass der Mahlwalzendruck mit einer Erhöhung der Zuteilerdrehzahl steigt, die Sichterdrehzahl hingegen sinkt. Eine Verringerung der Zuteilerdrehzahl wirkt sich entsprechend anders herum aus. Die erforderliche Primärluftmenge wird ebenfalls mittels einer Kennlinie in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt. Während die Zuteilerdrehzahl im Referenzkraftwerk einen Betriebsbereich von 100 – 50 % aufweist, wird die Primärluftmenge nur in einem Bereich von 100 – 75 % variiert, um ausreichend hohe Tragluftgeschwindigkeiten zum Transport des Kohlenstaubs sicherzustellen. Die drei genannten Regelkreise werden in Anhang A.4 erläutert.

Die Primärluft setzt sich aus einem heißen und einem kalten Anteil zusammen. Der heiße Anteil wird im LuVo durch Rauchgase vorgewärmt. Die gewünschte Temperatur am Mühlenaustritt wird durch die Beimischung der kalten Primärluft vor dem Eintritt in die Mühle geregelt und beträgt im Referenzkraftwerk  $T_{\text{Sichter}} = 80^\circ\text{C}$ . Der gesamte Primärluftmassenstrom wird durch den heißen Anteil auf seinen Sollwert eingeregelt und zusätzlich um maximal 1 % übersteuert. Die leittechnische Umsetzung einer Übersteuerung wird in Anhang A.5 beschrieben. Die erforderliche Sekundärluftmenge wird ebenfalls über die

Zuteilerdrehzahl vorgesteuert aber zusätzlich von der Lambdaregelung so eingeregelt, dass der gewünschte Restsauerstoffgehalt im Rauchgas am Kesselende erreicht wird.

Der Sollwert Feuerungswärmeleistung aus dem Dampfdruckregler wird an den Brennstoffhauptregler und an den Speisepumpenregler weitergeleitet. Dieser stellt über die Speisepumpendrehzahl den Speisewassermassenstrom ein. Die Dampftemperatur am Kesselende wird mit Hilfe von Einspritzkühlern auf den gewünschten Temperatursollwert gebracht. Aus dem skizzierten Regelkonzept ergibt sich der Dampfmassenstrom und der Dampfzustand vor der Turbine.

Die übergeordnete Leistungsregelung des Kraftwerks durch die Bockregelung umfasst neben dem Dampfdruckregler auch den Turbinenregler. Das Zusammenwirken bei der Regler ist in Abbildung 27 schematisch dargestellt.

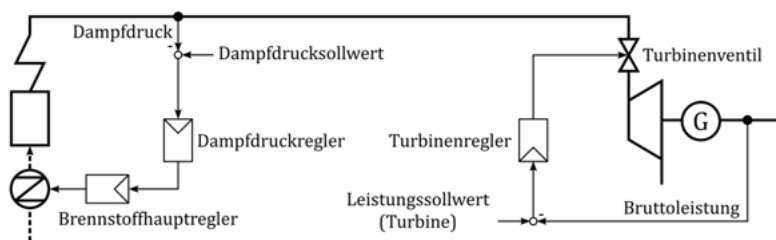


Abbildung 27: Zusammenwirken von Dampfdruck- und Turbinenregler in der Blockregelung nach [70]

Der Kraftwerksblock wird im modifizierten Gleitdruck betrieben. Dabei wird in dem Lastbereich von 100 % bis herab zu 90 % der Dampfdruck am Dampferzeugeraustritt durch Schließen des Turbinenventils konstant gehalten (Festdruck). Die weitere Lastabsenkung erfolgt im Gleitdruckbetrieb, bei dem das Turbinenventil im Idealfall nicht verändert wird und die Leistungsreduzierung bis herab zur Zwangdurchlaufmindestlast des Dampferzeugers durch ein Absenken des Dampfdrucks am Dampferzeugeraustritt vorgenommen wird. Im vorliegenden Fall wird das Turbinenventil dabei für geringfügige Anpassungen genutzt. Die dafür verwendete Struktur des Turbinenreglers ist der des Dampfdruckkor-

rekturreglers sehr ähnlich und in Abbildung 28 dargestellt. Das schnelle Öffnen des Turbineneintrittsventils zur Erbringung von primärer Regelleistung wird im Rahmen dieser Untersuchungen nicht betrachtet.

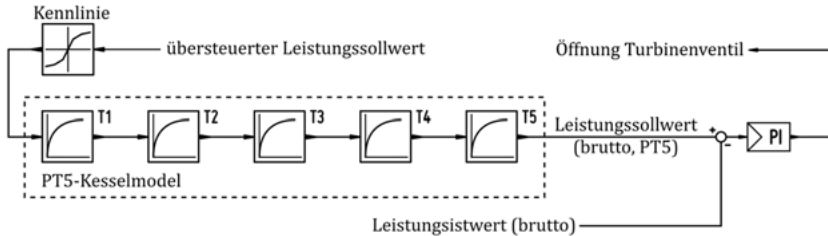


Abbildung 28: Schematische Darstellung des Turbinenreglers

Wie bereits beschrieben, wirkt sich eine Änderung des übersteuerten Leistungssollwerts, bedingt durch die Trägheit des Dampferzeugers, erst verzögert auf die tatsächliche Leistungsbereitstellung aus. Um dennoch eine Regelabweichung zwischen Soll- und Istwert bilden zu können, wird der übersteuerte Leistungssollwert verzögert. Dazu ist im Turbinenregler ein vereinfachtes Kesselmodell in Form eines PT5-Gliedes hinterlegt, wie es auch beim Dampfdruckregler Anwendung findet. Der sich damit ergebende Leistungssollwert wird nachfolgend Leistungssollwert (brutto, PT5) genannt.

Entsteht bei einer Änderung der Leistungsanforderung eine Regelabweichung zwischen dem Leistungssollwert (brutto PT5) und dem Leistungswert (brutto), wird die Stellung des Turbinenventils durch den PI-Regler entsprechend angepasst. Damit ändert sich neben der elektrischen Leistung auch der Dampfdruck am Kesselaustritt und es ergibt sich eine Rückkopplung in Form einer Regelabweichung in der Dampfdruckkorrektur des in Abbildung 26 dargestellten Dampfdruckregler. Dieser führt dann den Speisepumpen- und den Brennstoffhauptregler sowie alle weiteren unterlagerten Regelkreise nach.

Für den theoretischen Fall, dass das PT5-Glied das Zeitverhalten des Dampferzeugers ideal abbildet, ergäbe sich bei einer Änderung der Leistungsanforderung keine Regelabweichung im Turbinenregler. Die Stellung des Turbinenventils bliebe dann unverändert. Da das komplexe Zeitverhalten des Gesamtprozesses aber durch das vereinfachte

PT5-Modell nicht exakt beschrieben werden kann, ergeben sich in der Anwendung Regelabweichungen. Die Zeitkonstanten der einzelnen PT-Glieder werden in der Praxis daher so angepasst, dass die Regelabweichungen und damit die notwendige Ventilverstellung bei einer Änderung der Leistungsanforderung möglichst gering bleiben. Die Leittechnik des Referenzkraftwerks umfasst zusätzlich eine last- und lastgradientenabhängige Anpassung der Zeitkonstanten  $T1$  und  $T2$ .

### 5.2 Bereitstellung von Systemdienstleistungen

Die Hauptaufgabe der Übertragungsnetzbetreiber besteht in der Übertragung und Bereitstellung von elektrischer Energie. Die Systemdienstleistungen bezeichnen alle weiteren Leistungen, welche die Qualität der Stromversorgung bestimmen. Diese sind die Frequenz- und Spannungshaltung, der Wiederaufbau der Stromversorgung infolge eines Zusammenbruchs des Netzes sowie die System- und Betriebsführung [71].

Zur Frequenzhaltung dienen die Primär-, Sekundär- und Tertiärregelleistung. Diese drei Regelleistungen unterscheiden sich in ihrer Ansprechzeit und der Dauer ihrer Bereitstellung. Im Falle einer bestehenden Frequenzabweichung werden die drei Regelleistungen sukzessive angefordert und lösen die jeweils vorherige Regelleistung ab. In Abbildung 29 ist die Bereitstellung der Regelleistungen qualitativ in Abhängigkeit von der Zeit aufgetragen [72].

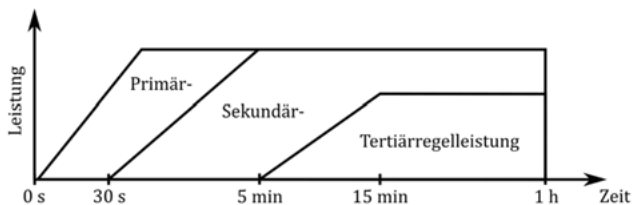


Abbildung 29: Die drei Arten der Regelleistung

Die Primärregelleistung steht unmittelbar nach ihrer Anforderung bereit und wird von der Sekundärregelleistung abgelöst. Diese muss fünf Minuten nach einer Frequenzabweichung in vollem Umfang zur Verfügung stehen. Die Tertiärregelleistung verhindert län-

gere Abweichungen zwischen Erzeugung und Verbrauch und erlaubt den erneuten Aufbau eines Sekundärregelbandes. Alle Regelleistungen sind als dem Netz bereitgestellte elektrische Nettoleistungen zu verstehen.

Die Beschaffung der Regelenenergiearten liegt in der Verantwortung der Übertragungsnetzbetreiber. Dazu wird die benötigte Regelleistung in jeder Regelzone ausgeschrieben. Die Bereitstellung der Leistungen erfolgt durch die Stromerzeugungsanlagen der Energieversorger, nachdem diese ein Präqualifikationsverfahren absolviert haben. Die Anforderungen an eine sogenannte „Technische Einheit“ wie zum Beispiel ein thermisches Kraftwerk zur Teilnahme am Regelleistungsmarkt sind dabei im TransmissionCode des Verbandes der Netzbetreiber (VDN) geregelt [71].

Um Sekundärregelleistung bereitstellen zu können, gibt der Betreiber der entsprechenden Technischen Einheit für definierte Betriebspunkte den Betrag der Sekundärregelleistung an, welcher bereitgestellt werden soll. Der minimale Betrag ist auf 10 MW begrenzt. In einem Präqualifikationsverfahren wird geprüft, ob die Technische Einheit die Anforderungen zur Bereitstellung von Sekundärregelleistung erfüllt. Das Präqualifikationsszenario wird als Doppelhöckertest bezeichnet und ist in Abbildung 30 gezeigt.

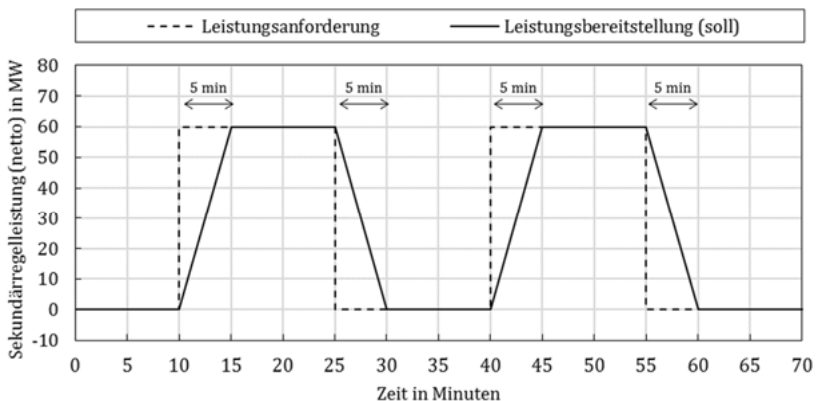


Abbildung 30: Doppelhöckerkurve nach TransmissionCode [71]

Im gezeigten Beispiel befindet sich die Technische Einheit zu Beginn in einem Betriebspunkt, bei welchem Sekundärregelleistung bereitgestellt werden soll. Das Maximum der

in der Abbildung dargestellten Leistungsanforderung beträgt 60 MW und wird im Folgenden als Leistungszielwert bezeichnet. Die Leistungsbereitstellung durch die Technische Einheit darf nicht langsamer als der in der Abbildung mit durchgezogenen Geraden eingetragene höckerförmige Verlauf erfolgen. Nach maximal 300 Sekunden muss die volle Sekundärregelleistung von 60 MW bereitstehen. Es ist ein Überspringen von maximal 10 % der Leistungsanforderung erlaubt. Bei Leistungsanforderungen von weniger als 50 MW ist der maximal zulässige Betrag des Überspringens 5 MW. Ein Unterschwingen hingegen ist nicht erlaubt. Für die anschließende Lastsenkung auf den Ausgangswert gelten die gleichen Bedingungen. Der Höcker wird unter den gleichen Anforderungen mindestens ein weiteres Mal wiederholt.

Die Verordnung 2017/1485 der Europäischen Kommission vom 2. August 2017 zur „Festlegung einer Leitlinie für den Übertragungsnetzbetrieb“ enthält neue verbindliche Vorgaben zu den Präqualifikationsverfahren für die Bereitstellung von Systemdienstleistungen. Die Inhalte der Verordnung werden direkt und gemeinschaftlich von den deutschen Übertragungsnetzbetreibern in den Präqualifikationsbedingungen vom 26. Oktober 2018 umgesetzt, welche am 1. Dezember 2019 vollumfänglich in Kraft treten [73]. Die grundlegende Prozedur und das Doppelhöckerszenario bleiben unverändert. Der neue Leistungszielwert muss nach wie vor innerhalb von fünf Minuten mit einem maximalen Überspringen von 10 % beziehungsweise 5 MW erreicht werden. Eine wesentliche Änderung besteht darin, dass eine erreichte Präqualifikation nur eine Gültigkeit von fünf Jahren hat. Anschließend muss das Verfahren wiederholt und der Doppelhöckertest erneut bestanden werden. Für alle nachfolgenden Untersuchungen werden die aktuell noch gültigen Präqualifikationsbedingungen des TransmissionCodes und der in Abbildung 30 dargestellte Doppelhöckertest verwendet [71].

### 5.3 Das Referenzszenario

Um den Anforderungen des Doppelhöckertests zu entsprechen und die angeforderte Sekundärregelleistung innerhalb von 300 s zu erbringen, wird zunächst eine Anpassung in der Leittechnik des Referenzkraftwerksprozesses vorgenommen. Die Verfahrenstechnik des Prozesses bleibt dabei unverändert. Anschließend werden das Referenzszenario und

dessen Simulationsergebnisse vorgestellt, welche für alle weiteren Untersuchungen zum Potenzial der Kohlemühle als Grundlage dienen.

### 5.3.1 Anpassung der Leittechnik

Die Energieumwandlung in einem Wärmekraftprozess ist mit verschiedenen Trägheiten behaftet [22]. Diese sind zum Teil auf die implementierte Leittechnik zurückzuführen. In diesem Abschnitt wird einerseits auf die Bildung des die Dampferzeugerträgheit berücksichtigenden übersteuerten Leistungssollwerts eingegangen, welcher das transiente Verhalten des Prozesses auf oberster Ebene bestimmt. Andererseits wird das Zeitverhalten des Turbinenreglers betrachtet.

#### Übersteuerter Leistungssollwert

Wird eine Änderung der elektrischen Leistung im Rahmen der Erbringung von Sekundärregelleistung vorgenommen, reagiert der Prozess durch die in Abbildung 25 gezeigte Gradientenbegrenzung des Leistungssollwerts nur verzögert. Um dennoch schnelle Lastwechsel zu ermöglichen, wird der gradientenbegrenzte Leistungssollwert übersteuert. Für die Präqualifikation zur Bereitstellung von Sekundärregelleistung ist die Kurve des übersteuerten Leistungssollwerts so zu gestalten, dass das Kraftwerk die Anforderungen des Doppelhöckertests an die Leistungsbereitstellung (netto) erfüllt. Das Übertragungsverhalten des Kraftwerks wird dazu in Abbildung 31 vereinfacht als PT5-Glied abgebildet. Die Zeitkonstanten werden aus dem im Dampfdruckregler hinterlegten PT5-Kesselmodell entnommen, vergleiche dazu Abbildung 26. Es wird unterstellt, dass die Zeitkonstanten der Turbinen und des Generators hinreichend klein sind, sodass sie vernachlässigt werden können. Durch die Vereinfachung des Übertragungsverhaltens des Kraftwerks als PT5-Glied aus dem Turbinenregler entspricht die Leistungsbereitstellung (brutto) des Kraftwerks in dieser Modellvorstellung dem Leistungssollwert (brutto, PT5) aus dem Turbinenregler.

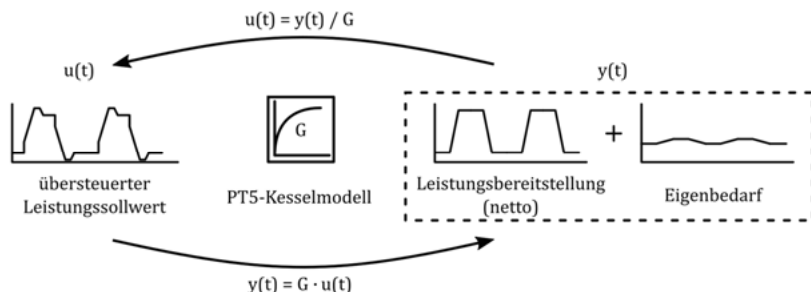


Abbildung 31: Schematische Darstellung des Übertragungsverhaltens des PT5-Kesselmodells

Die Vorgabe des übersteuerten Leistungssollwerts  $u(t)$  führt zu einer durch das PT5-Modell  $G$  verzögerten Leistungsbereitstellung (brutto,)  $y(t)$ , welche sich aus der Leistungsbereitstellung (netto) im Sinne des Doppelhöckertests und dem Eigenbedarf des Kraftwerks zusammensetzt. Andersherum ergibt sich aus der Vorgabe einer gewünschten Leistungsbereitstellung (brutto)  $y(t)$  durch das invertierte Kesselmodell  $1/G$  der erforderliche übersteuerte Leistungssollwert  $u(t)$ .

Der so berechnete übersteuerte Leistungssollwert  $u(t)$  ist nicht exakt. Zum einen bestehen Abweichungen zwischen dem PT5-Kesselmodell aus der Leittechnik und dem realen Übertragungsverhalten des Kraftwerks. Zum anderen berücksichtigt das PT5-Modell nur ein einziges Eingangssignal. Die Leistungsbereitstellung eines Kraftwerks wird jedoch von einer Vielzahl an Eingangsgrößen bestimmt. Es handelt sich demnach um eine vereinfachte Abbildung des Übertragungsverhaltens des Kraftwerks. Eine alternative Bestimmung des übersteuerten Leistungssollwerts ist über flachheitsbasierte Verfahren wie dem inversionsbasierten Vorsteuerentwurf möglich, welcher zum Beispiel von Koltermann angewendet wird [74, 75]. Diesem Verfahren liegt das gleiche Prinzip einer Invertierung des Übertragungsverhaltens  $G$  des Dampferzeugers zu Grunde.

In Abbildung 32 sind der Leistungssollwert, der gradientenbegrenzte Leistungssollwert und der oben hergeleitete übersteuerte Leistungssollwert für die Leistungsanforderung eines Doppelhöckers zur Präqualifikation für die Bereitstellung von Sekundärregelleistung dargestellt. In dem gezeigten Szenario wird Leistungsanforderung (netto) von



75 % vor dem Sprung auf 85 % erhöht. Dies entspricht am Beispiel des Referenzkraftwerks einer bereitgestellten Sekundärregelleistung von 88,75 MW. Im betrachteten Lastbereich befindet sich der Prozess im modifizierten Gleitdruckbetrieb und oberhalb der Zwangsdurchlaufmindestlast. Es sind keine Ölstützfeuer aktiv und alle vier Kohlemöhlen werden gleichförmig betrieben.

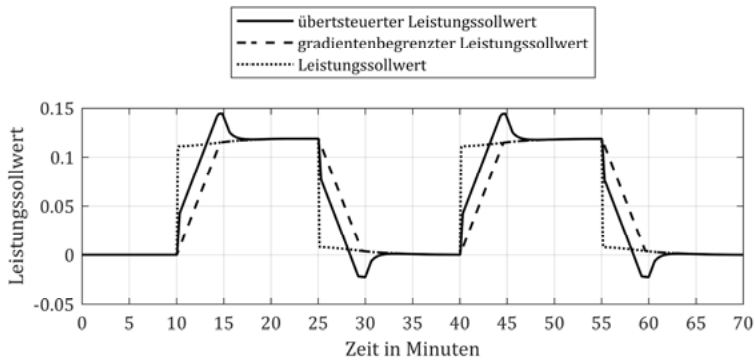


Abbildung 32: Zeitlicher Verlauf der verschiedenen Leistungssollwerte während eines Doppelhöckertests

Die oben beschriebene Berechnung des übersteuerten Leistungssollwerts mittels der invertierten Übertragungsfunktion ergibt mit Beginn der Leistungsanforderung zum Zeitpunkt  $t = 10$  min einen maximalen Gradienten von mehr als 200 MW/min. In der Praxis ist dem Gradienten durch die Gefahr der Übersättigung der Kohlemöhlen eine obere Grenze gesetzt. Übliche Zahlenwerte liegen bei dem fünf- bis sechsfachen des Gradienten des begrenzten Leistungssollwerts, welcher im Referenzkraftwerk 20 MW/min beträgt [19]. Daher wird in Abbildung 32 – wie auch für alle weiteren Untersuchungen – ein maximaler Gradient des übersteuerten Leistungssollwerts von 128 MW/min gewählt.

Nach 20 Sekunden geht der Gradient auf den in der Leittechnik begrenzten Wert von 20 MW/min zurück. Der übersteuerte Leistungssollwert läuft dann parallel zum begrenzten Leistungssollwert. Das Maximum des übersteuerten Leistungssollwerts liegt in der gezeigten Darstellung um 21,4 % höher als das Maximum des gradientenbegrenzten Leistungssollwerts. Nachdem das Maximum überschritten ist, fällt der übersteuerte Leis-

tungssollwert auf den Leistungszielwert des Lastwechsels ab. Während der anschließenden Lastabsenkung ab  $t = 25$  min zeigt der übersteuerte Leistungssollwert den oben beschriebenen Verlauf in invertierter Form. Zum Zeitpunkt  $t = 40$  min schließt sich der zweite Höcker an. Die Ertüchtigung des Kraftwerks Wilhelmshaven für die Bereitstellung von Sekundärregelleistung ergab einen vergleichbaren Verlauf des übersteuerten Leistungssollwerts [76].

### Turbinenregelung

Die Zeitkonstanten des PT5-Kesselmodells im Turbinenregler (Abbildung 28) sind für den fahrplanmäßigen Kraftwerksbetrieb eingestellt. Die dafür geforderten Leistungsgradienten sind gering und das Übertragungsverhalten des PT5-Modells ist im untersuchten Referenzkraftwerk dementsprechend langsam gewählt.

Für die Bereitstellung von Sekundärregelleistungen werden hingegen wesentlich schnellere Leistungsänderungen notwendig und der Leistungssollwert wird wie oben beschrieben übersteuert. Ist das Übertragungsverhalten des PT5-Kesselmodell zu langsam, wird das Turbinenventil einer schnellen Leistungsänderung durch Öffnen beziehungsweise Schließen entgegenwirken. Dieses Verhalten ist für die schnelle Bereitstellung von Sekundärregelleistung hinderlich. Um die Anforderungen des Doppelhöckertests zu bestehen, ist das PT5-Kesselmodell im Turbinenregler dementsprechend anzupassen.

Zu diesem Zweck werden mit dem Kraftwerksmodell Vorversuche durchgeführt. Die Leittechnik des Referenzkraftwerks bleibt dafür bis auf die Übersteuerung des Leistungssollwerts, welche im vorherigen Abschnitt beschrieben ist, im Normalzustand. Dieser beinhaltet auch die Übersteuerung des Primärluftmassenstroms und die lastabhängige Anpassung des Mahlwalzendrucks und der Sichterzahl. Die Dampfdruckkorrektur des Dampfdruckreglers aus Abbildung 26 wird während der Leistungsänderungen jedoch abgeschaltet [19]. In Tabelle 4 sind die ursprünglichen (A) und die auf Basis der Vorversuche für den Doppelhöckertest angepassten (B) Zeitkonstanten zusammengefasst.

Tabelle 4: Zeitkonstanten des PT5-Kesselmodells im Turbinenregler

	T1*	T2*	T3	T4	T5
A	52 – 84	52 – 84	10	1	1
B	50 – 85	26 – 42	10	10	1

\*last- und lastgradientenabhängig

Durch die Anpassung der Zeitkonstanten wird das Übertragungsverhalten des PT5-Kesselmodells schneller. Das Resultat der Anpassung ist in Abbildung 33 gezeigt. In der Abbildung sind die Stellung des Turbinenventils und der Dampfdruck am Dampferzeugeraustritt für beide in Tabelle 4 gezeigten PT5-Glieder bei einem Doppelhöckertest dargestellt. Außerdem beinhaltet die Abbildung den Leistungssollwert (brutto, PT5) und den Leistungsistwert (brutto) aus Abbildung 28 für das angepasste Modell B.

Die Differenz der beiden Kurven ist die Regelabweichung, welche als Eingangsgröße für den Turbinenventil-PI-Regler dient. Die Ausgangsgröße dieses Reglers ist wiederum die Stellung des Turbinenventils. Ist der Sollwert größer als der Istwert, öffnet das Turbinenventil. Ist der Sollwert hingegen kleiner als der Istwert, schließt das Turbinenventil.

Im oberen Teil der Abbildung zeigt die Ventilöffnung vor der Anpassung der Zeitkonstanten des PT5-Kesselmodells (Kurve A) eine deutliche Reaktion auf den Doppelhöckertest. Ausgehend von einer Ventilöffnung von 0,83 schließt das Ventil mit der ersten Laststeigerung, um mit der anschließenden Lastsenkung vollständig zu öffnen. Für den zweiten Höcker wiederholt sich dieses Verhalten. Bei den Laststeigerungen werden dadurch sowohl der Dampfmassenstrom als auch die zu einer weiteren Steigerung der Feuerungswärmeleistung erforderliche Dampfdruckabsenkung reduziert. Bei den Lastabsenkungen dagegen wird der Dampfmassenstrom erhöht und die zu einer weiteren Absenkung der Feuerungswärmeleistung erforderliche Dampfdruckerhöhung abgesenkt. Damit wirkt das Ventil gegen die gewünschten Leistungsänderungen.

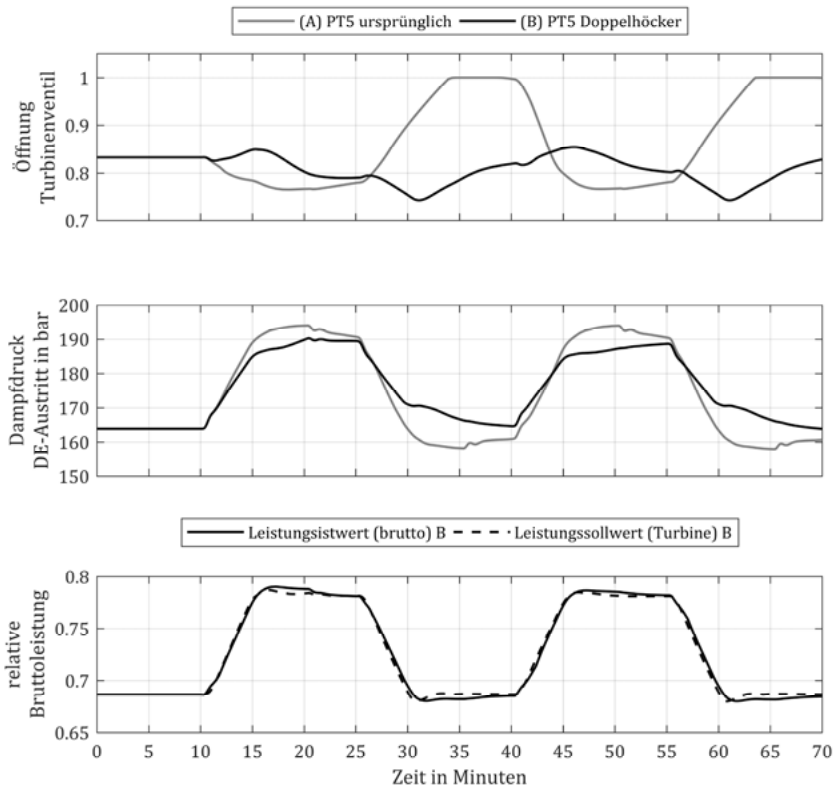


Abbildung 33: Öffnung des Turbinenventils, Dampfdruck am Dampferzeugeraustritt, Leistungswert (brutto) und Leistungssollwert (brutto, PT5) zur Berechnung der Regelabweichung während des Doppelhöckertests

Nach Anpassung der Zeitkonstanten zeigt sich mit Kurve B ein wesentlich besseres Verhalten. Nach einem minimalen Schließen öffnet das Turbinenventil bei der ersten positiven Lastrampe leicht, da der Leistungssollwert dem Leistungswert im unteren Teil der Abbildung vorausläuft. Das Öffnen des Turbinenventils erhöht den Dampfmassenstrom zur Turbine, der Anstieg des Dampfdrucks am Dampferzeugeraustritt wird reduziert und

die Dampfdruckkorrektur (Abbildung 26) veranlasst eine schnellere Steigerung der Feuerungswärmeleistung. Das anschließende Überspringen des Leistungswerts ab  $t = 16$  min wird durch das leichte Schließen des Turbinenventils begrenzt. Dadurch wird der Dampfmassenstrom zur Turbine reduziert, der Dampfdruck am Dampferzeugeraustritt steigt und die Feuerungswärmeleistung wird durch die Dampfdruckkorrektur zurückgefahren. Danach läuft die Ventilöffnung bis  $t = 25$  min auf den neuen stationären Wert von 0,79 zu, welcher auf Grund der folgenden Lastabsenkung nicht erreicht wird. Während der abfallenden Flanke des Leistungswerts schließt das Turbinenventil, unterstützt damit die Reduzierung des Dampfmassenstroms und der Feuerungswärmeleistung und fängt das Unterschwingen des Leistungswerts durch Öffnen ab  $t = 31$  min ab.

Zusammenfassend ist die Ventilverstellung nach der Anpassung der Zeitkonstanten deutlich geringer als vorher. Es bleibt zu jedem Zeitpunkt ein positives und negatives Regelband erhalten. Das Turbinenventil wirkt den Lastwechseln nicht entgegen, sondern unterstützt die gewünschte Änderung der Leistung. Das Über- und Unterschwingen der Leistung wird durch das Turbinenventil begrenzt. Für alle folgenden Untersuchungen zum Doppelhöckertest wird das PT5-Kesselmodell im Turbinenregler mit den modifizierten Zeitkonstanten (B) parametrisiert.

### 5.3.2 Der Doppelhöckertest

Die Sollwertführung Leistung in der Kraftwerksleittechnik wird so modifiziert, dass sie den hergeleiteten Verlauf des übersteuerten Leistungswerts aus Abbildung 32 an die unterlagerten Regelkreise weitergibt. Die Regelkreise für die Sichterzahl und den Mahlwalzendruck sind im Referenzszenario nicht aktiv und geben je einen konstanten Sollwert aus. Die Sichterzahl beträgt  $n_{\text{Sichter}} = 53,48 \text{ min}^{-1}$  und der Mahlwalzendruck  $p_{\text{MWD}} = 111,58 \text{ bar}$ . Der Primärluftmassenstrom wird, wie in Abschnitt 5.1.3 beschrieben, in Abhängigkeit von der Zuteilerzahl geregelt, die zusätzliche Übersteuerung ist jedoch deaktiviert. Die in Abbildung 26 dargestellte Dampfdruckkorrektur des Dampfdruckreglers wird zum Zeitpunkt der sprunghaftigen Leistungsanforderung festgehalten. Der Turbinenregler bleibt mit den angepassten Zeitkonstanten (B) aus Tabelle 4 aktiv.

In Abbildung 34 ist im oberen Teil die bereitgestellte Sekundärregelleistung gezeigt. Der Kohlenstaubmassenstrom von der Mühle zum Brenner und der Rohkohlemassenstrom, welcher der Mühle über den Zuteiler zugeführt wird, sind darunter dargestellt.

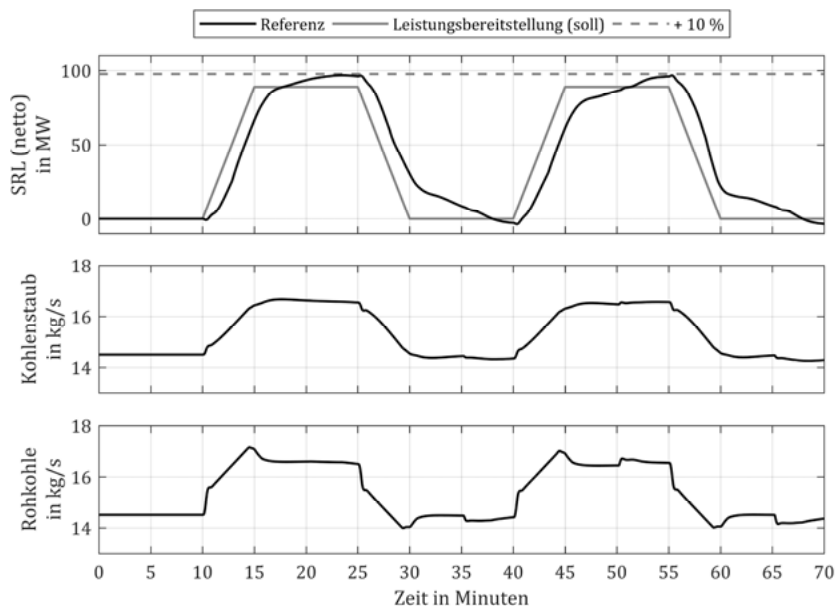


Abbildung 34: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner und Rohkohlemassenstrom im Referenzszenario

Da die Zuteilerdrehzahl dem übersteuerten Leistungssollwert, welcher über den Dampfdruckregler als Sollwert Feuerungswärmeleistung an den Brennstoffhauptregler weitergereicht wird folgt, folgt auch der Rohkohlemassenstrom dem übersteuerten Leistungssollwert. Der Kohlenstaubmassenstrom ist bedingt durch die Trägheit des Mahlprozesses gegenüber dem Rohkohlemassenstrom zeitlich verzögert. Die Übersteuerung der Zuteilerdrehzahl ist in der Kohlenstaubmassenstrom-Kurve nicht mehr zu erkennen. Die ersten etwa 30 s nach der Änderung der Leistungsanforderung bei  $t = 10$  min zeigen eine Stufe im Kohlenstaubaustrag. Dieses Verhalten ist auf den Primärluftmassenstrom zurückzuführen, welcher mit der Zuteilerdrehzahl erhöht wird und Kohlenstaub aus der

Mühle austrägt. Nachdem der Einfluss der Primärluft abgeklungen ist, liegt ein nahezu lineares Verhalten vor. Während der anschließenden Absenkung der Last bei  $t = 25$  min ist ein gegenläufiges Verhalten zu erkennen. Der Kohlenstaubmassenstrom geht danach etwa auf sein Ausgangsniveau zurück und es schließt sich bei  $t = 40$  min der zweite Höcker an.

Vergleicht man die sich ergebende Sekundärregelleistung mit den Anforderungen für ihre Bereitstellung in Abbildung 30, so zeigen sich deutliche Abweichungen. Zunächst steigt die Leistung schnell an, flacht dann im oberen Bereich der Höcker ab und zeigt eine rundliche Form.

Die Sekundärregelleistung erreicht nicht nach 300 s ihren Leistungszielwert, sondern benötigt beim ersten Höcker  $\Delta t_{100} = 466$  s und beim zweiten Höcker  $\Delta t_{100} = 676$  s. Auch die anschließende Reduktion der Sekundärregelleistung auf ihren Ausgangswert erfolgt zu langsam und ist ebenfalls nicht nach 300 s abgeschlossen. Der Kraftwerksprozess ist damit trotz Übersteuerung des Leistungssollwerts zu träge, um die Anforderungen des TransmissionCodes zu erfüllen. Die qualitativen Anforderungen an den Verlauf der Sekundärregelleistungsbereitstellung sind jedoch gegeben. Die Sekundärregelleistung erreicht Ihren angeforderten Leistungszielwert und es sind keine unzulässigen Über- oder Unterschwinger vorhanden. Für alle folgenden Untersuchungen zum Einfluss der Mühlenparameter auf den Doppelhöckertest wird das in Abbildung 34 gezeigte Szenario als Referenz verwendet.

### 5.4 Variation der Mühlensteuergroößen

Nachdem das Referenzszenario definiert ist, werden in diesem Abschnitt die drei Mühlensteuergroößen Primärluftmassenstrom, Mahlwalzendruck und Sichterzahl isoliert voneinander variiert. Anhand der Simulationsergebnisse wird ihr Einfluss auf das Austragsverhalten des Kohlenstaubs aus der Mühle und damit auf die Bereitstellung von Sekundärregelleistung untersucht. Dabei wird stets betrachtet, ob die Sekundärregelleistung innerhalb der erlaubten 300 s ihren Zielwert erreicht.

#### 5.4.1 Übersteuerung des Primärluftmassenstroms

Bereits in Abschnitt 3.2 wird der Einfluss des Primärluftmassenstroms auf das Austragsverhalten der Kohlemühle genannt. In Abschnitt 5.3.2 wird dieser Einfluss in den Simulationsergebnissen ersichtlich. Um eine schnelle Steigerung der Sekundärregelleistung zu erreichen und die Anforderungen des Doppelhöckertests zu erfüllen, bietet es sich daher an, den Primärluftmassenstrom zusätzlich zu seiner Regelung in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl und zur Übersteuerung des Leistungssollwerts zu übersteuern. In Abbildung 35 sind die Auswirkungen dieses Ansatzes anhand der bereitgestellten Sekundärregelleistung, des Kohlenstaub- und des Primärluftmassenstroms sowie der gespeicherten Kohlemasse in der Mühle im Vergleich zum Referenzszenario dargestellt.



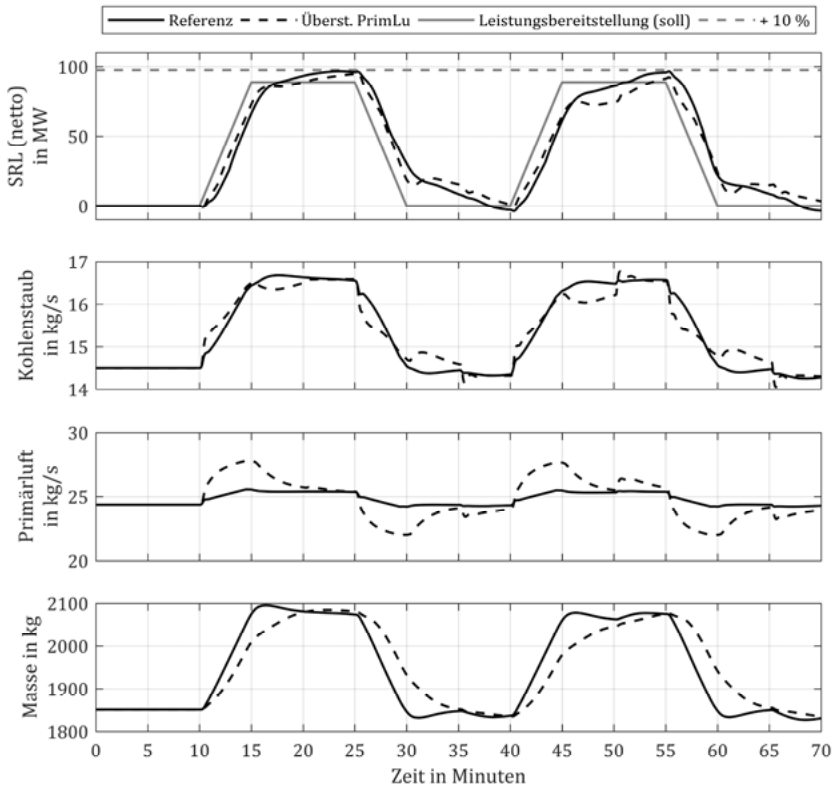


Abbildung 35: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, Primärluftmassenstrom und gespeicherte Kohlemasse bei einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms um maximal 6 % im Vergleich zum Referenzszenario

Der Primärluftmassenstrom wird wie im Referenzszenario weiterhin über eine Kennlinie in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt, zusätzlich aber um bis zu 6 % übersteuert. Betrachtet man die erste Leistungssteigerung ab  $t = 10$  min, steigt der Primärluftmassenstrom anfangs stark an. Damit erhöht sich auch die Geschwindigkeit der Tragluft

innerhalb der Mühle und es werden größere Anteile des Kohlenstaubs aus der Mühle ausgetragen. Im Vergleich zum Referenzszenario steigt der Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner. Die Kohlemasse innerhalb der Kohlemühle sinkt hingegen, da sich weniger Partikel im inneren Mahlkreislauf der Mühle befinden. Die Kohlemühle speichert Masse aus. Bedingt durch die erhöhte Brennstoffzufuhr zu den Brennern steigt auch die Sekundärregelleistung schneller an als im Referenzszenario.

Anschließend läuft der Primärluftmassenstrom zurück auf seinen stationären Sollwert und der Kohlenstaubaustrag fällt ab. Einerseits sinken die Gasgeschwindigkeiten in der Mühle wieder ab, andererseits ist nach dem „Ausblasen“ der Kohlemühle auch weniger Kohlenstaub in Dispersion mit der Tragluft vorhanden. Die Kohlemühle speichert Masse ein, der Kohlenstaubmassenstrom und die bereitgestellte Sekundärregelleistung sind ab dem Zeitpunkt  $t = 16$  min geringer als im Referenzprozesses. In einer ersten Phase wird die Leistungssteigerung demnach von der Übersteuerung des Primärluftmassenstroms unterstützt. Ist der interne Staubspeicher der Kohlemühle aber ausgeschöpft, fällt die bereitgestellte Sekundärregelleistung ab.

Das beschriebene Verhalten tritt auch während des zweiten Höckers auf. Das Abfallen der Sekundärregelleistung nach der Leistungssteigerung ist während des zweiten Höckers stärker ausgeprägt. Auffällig ist der Sprung im Kohlenstaubmassenstrom bei  $t = 50$  min. Dieser resultiert aus dem erneuten Aktivwerden der Dampfdruckkorrektur im Dampfdruckregler (Abbildung 26), welche mit Beginn der Leistungsanforderung des Doppelhöckers festgehalten wird.

Neben der Simulation des Doppelhöckers mit der Regelung des Primärluftmassenstroms in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl und einer zusätzlichen maximalen Übersteuerung von 6 % werden weitere Szenarien mit zusätzlichen maximalen Übersteuerungen des Primärluftmassenstroms von 2 % und 4 % durchgeführt. In Abbildung 36 sind die entsprechenden Simulationsergebnisse als Differenz zum Referenzszenario aufgetragen. Es werden die gleichen Größen betrachtet wie in Abbildung 35.

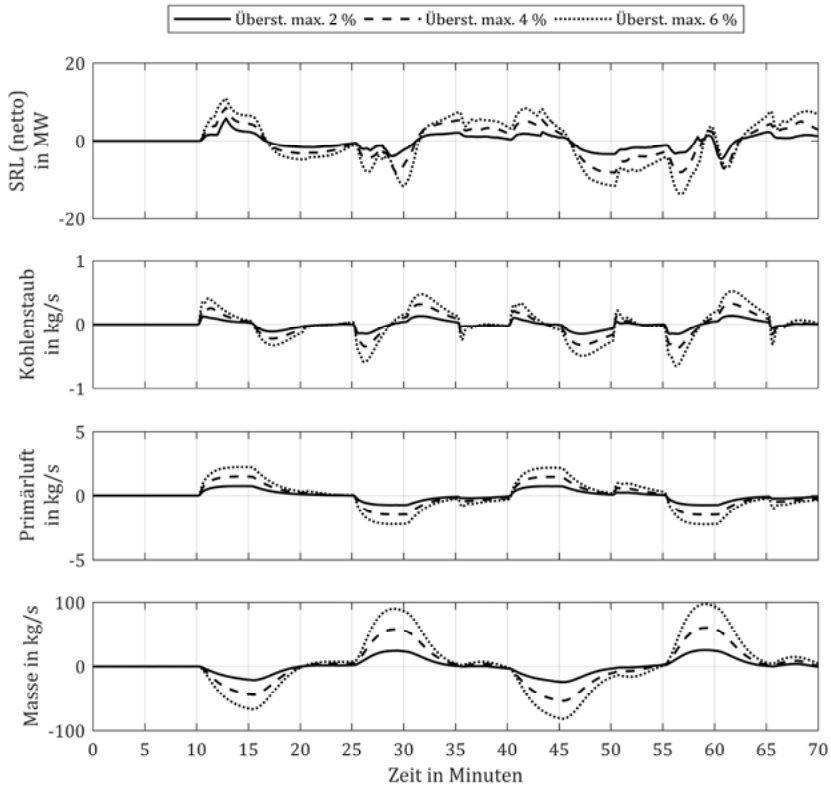


Abbildung 36: Differenzen von Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, Primärluftmassenstrom und Kohlemasse im Vergleich zum Referenzszenario bei einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms um maximal 2, 4 und 6 %

Die für den 6 %-Fall getätigten Aussagen können für alle gezeigten Szenarien bestätigt werden. Die genannten Effekte der Ausspeicherung von Masse durch den erhöhten Staubaustrag sowie der anschließenden Einspeicherung von Masse durch den reduzierten

Staubaustrag sind bei einer Laststeigerung umso ausgeprägter, je stärker der Primärluftmassenstrom übersteuert wird. Folglich wirkt sich eine starke Übersteuerung des Primärluftmassenstroms auch deutlicher auf die Sekundärregelleistung aus.

In den beiden oberen Teilen der Abbildung wird sehr deutlich, dass eine zusätzliche Übersteuerung des Primärluftmassenstroms den Massenausstrag aus der Mühle und die Sekundärregelleistung nur über einen begrenzten Zeitraum hinweg erhöhen kann. In allen Szenarien fällt der Kohlenstaubmassenstrom bei  $t = 16$  min unter den des Referenzszenarios. Die Sekundärregelleistung folgt diesem Verhalten leicht verzögert. Die negative Leistungsdifferenz zum Referenzszenario bleibt bis zum anschließenden negativen Lastwechsel bei  $t = 25$  min bestehen.

In Tabelle 5 sind die Anstiegszeiten  $\Delta t_{100}$  für alle in Abbildung 36 betrachteten Szenarien zusammengefasst. Diese werden jeweils sowohl für den ersten als auch den zweiten Höcker angegeben. Die Anstiegszeiten  $\Delta t_{100}$  werden mit zunehmender Übersteuerung größer und entfernen sich von den Anstiegszeiten des Referenzszenarios. In allen betrachteten Szenarien überschreiten die Anstiegszeiten die erlaubten 300 s deutlich. Die Änderungen der Anstiegszeiten sind für beide Höcker ähnlich.

Tabelle 5: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung bei einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms

	Referenz	Überst. max. 2 %	Überst. max. 4 %	Überst. max. 6 %
$\Delta t_{100}$ in s	466	503	551	606
	676	716	752	819

### 5.4.2 Variation des Mahlwalzendrucks

Als zweite Einflussgröße auf das Ergebnis des Doppelhöckertests wird der Mahlwalzendruck untersucht. In Abbildung 37 sind die Simulationsergebnisse unter Berücksichtigung der Regelung des Mahlwalzendrucks in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl im Vergleich zum Referenzszenario dargestellt. In den oberen beiden Teilen der Abbildung sind die Sekundärregelleistung und der Kohlenstaubmassenstrom in Richtung der Bren-

ner gezeigt. Darunter schließen sich die Kurven des Mahlwalzendrucks und der in Gleichung (40) definierten Umlaufzahl des Kohlenstaubs im internen Mahlkreislauf der Mühle an.

Der Mahlwalzendruck folgt der Zuteilerdrehzahl, welche wiederum dem übersteuerten Leistungssollwert folgt. Eine Steigerung der Leistungsanforderung führt somit dazu, dass die Kohlepartikel auf dem Mahlteller feiner vermahlen werden und daher mehr Kohlenstaub zu den Brennern abgeführt wird. Infolgedessen sinken die Umlaufzahlen des Kohlenstaubs in der Mühle. Anders als bei der Übersteuerung des Primärluftmassenstroms wird nicht mehr Kohlenstaub durch gröbere Anteile, sondern mehr Kohlenstaub durch eine insgesamt feinere Korngrößenverteilung in Richtung der Brenner ausgetragen. Es wird Masse aus der Mühle ausgespeichert. Bei einer Lastabsenkung dagegen fällt der Mahlwalzendruck, die Umlaufzahlen steigen an und es wird Masse eingespeichert.

Anders als es bei der Übersteuerung des Primärluftmassenstroms der Fall ist, folgt auf die Phase des erhöhten Austrags kein Abfall des Kohlenstaubmassenstroms. Der Mahlwalzendruck bleibt auf dem neuen Niveau und es werden kontinuierlich feinere Anteile produziert und ausgetragen.

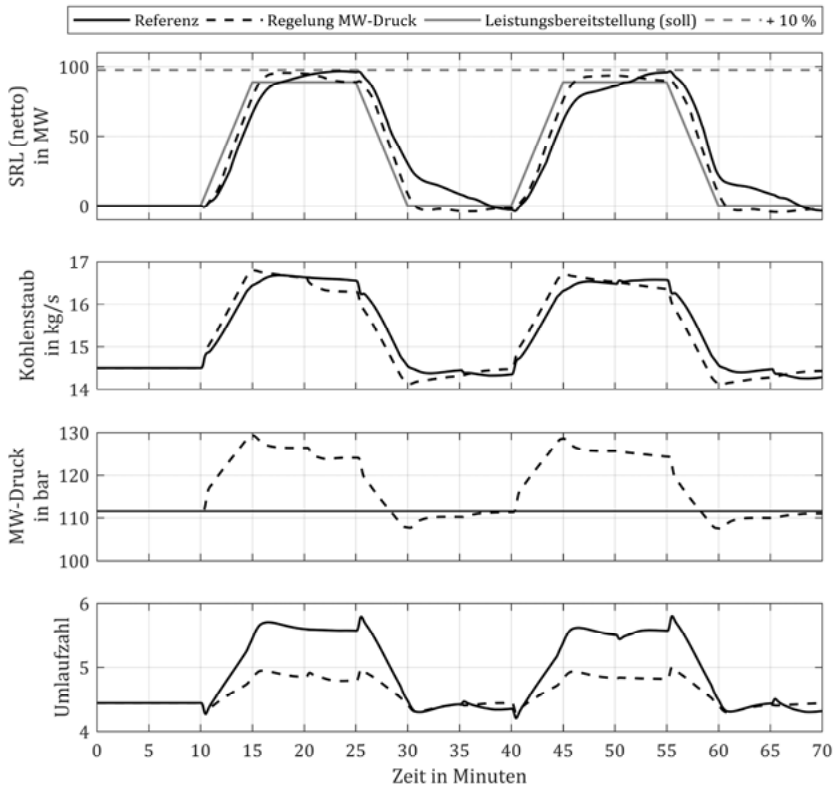


Abbildung 37: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, Mahlwalzendruck und Umlaufzahl bei einer Regelung des Mahlwalzendrucks im Vergleich zum Referenzszenario

Der beschriebene Einfluss der Regelung des Mahlwalzendrucks auf den Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner ist auch in der bereitgestellten Sekundärregelleistung zu erkennen. Diese steigt im Vergleich zum Referenzszenario schneller an und erreicht den Leistungszielwert früher. Darüber hinaus ist anschließend kein Unterschwingen vorhanden.

Zusätzlich zur Regelung des Mahlwalzendrucks in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl wird in den folgenden Absätzen auch dessen zusätzliche Übersteuerung betrachtet. In Abbildung 38 sind die Simulationsergebnisse für die Regelung des Mahlwalzendrucks aus Abbildung 37 sowie für die maximalen zusätzlichen Übersteuerungen von 2 % und 6 % als Differenz zum Referenzszenario dargestellt.

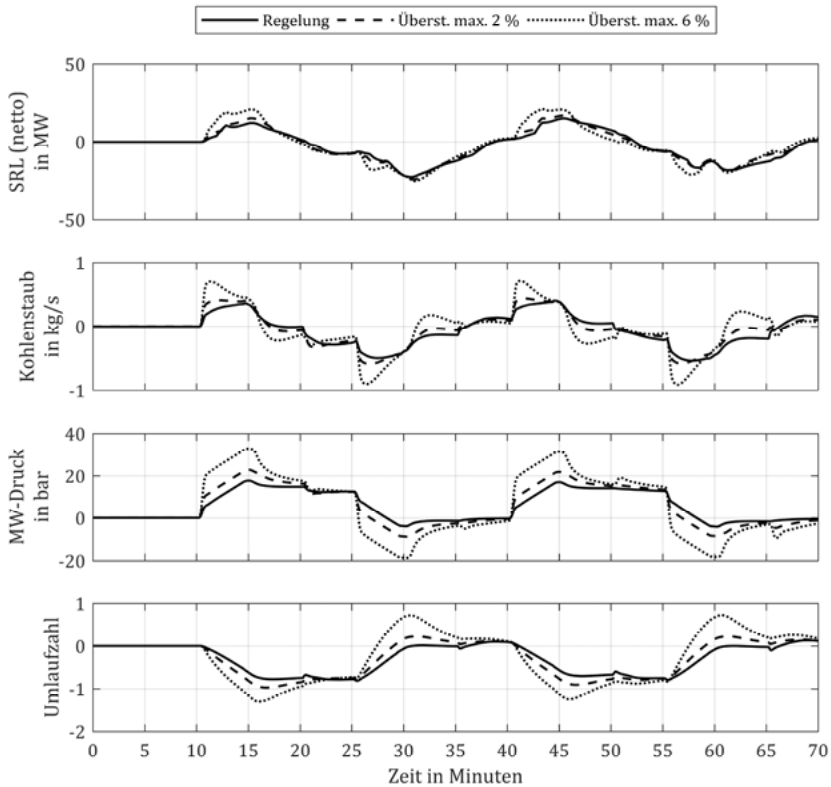


Abbildung 38: Differenz von Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, Mahlwalzendruck und Umlaufzahl im Vergleich zum Referenzszenario bei einer Regelung und zusätzlichen Übersteuerung des Mahlwalzendrucks um maximal 2 und 6 %

Es wird der erste positive Lastwechsel ab  $t = 10$  min betrachtet. Durch seine Übersteuerung wird der Mahlwalzendruck während einer Laständerung über den entsprechenden Sollwert hinaus gesteigert, um sich anschließend wieder dem stationären Sollwert anzugleichen. Mit Beginn der Leistungsanforderung wird in allen Szenarien mehr Kohlenstaub zum Brenner transportiert als im Referenzszenario ohne Anpassung des Mahlwalzendrucks. Je höher die Übersteuerung gewählt wird, desto größer ist der Staubaustrag. Es kommt zum erwarteten Ausspeichern von Kohlenstaub und die Umlaufzahlen folgen dem Verlauf des übersteuerten Mahlwalzendrucks und sinken unter die Werte des Regelszenarios. Anschließend speichert die Kohlemühle Masse ein und der Prozess läuft zurück auf einen stationären Zustand. Der Kohlenstaubaustrag sinkt in den Szenarien mit zusätzlicher Übersteuerung ab  $t = 16$  min unter den Wert des Szenarios ohne zusätzliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks und wenig später auch unter den Wert des Referenzszenarios.

Der übersteuerte Mahlwalzendruck drückt sich in einer schnelleren Steigerung der Sekundärregelleistung im Zeitbereich  $10 < t < 17$  min aus. Anders als beim Kohlenstaubmassenstrom ist der anschließende Ausgleichseffekt in der Sekundärregelleistung weniger deutlich zu erkennen. Die Differenz der Sekundärregelleistungen zum Referenzszenario verhält sich ab  $t = 17$  min für alle in Abbildung 38 betrachteten Szenarien ähnlich. In Tabelle 6 sind die Anstiegszeiten  $\Delta t_{100}$  und  $\Delta t_{30}$  der Sekundärregelleistung für die drei betrachteten Szenarien dem Referenzszenario gegenübergestellt.

Tabelle 6: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung bei einer Regelung und zusätzlicher Übersteuerung des Mahlwalzendrucks

	Referenz	Regelung	Überst. max. 2 %	Überst. max. 6 %
$\Delta t_{100}$ in s	466	345	329	307
	676	364	351	330

Die Regelung des Mahlwalzendrucks ohne zusätzliche Übersteuerung führt bereits zu einer starken Reduktion von  $\Delta t_{100}$  gegenüber dem Referenzszenario. Eine zusätzliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks macht den Prozess noch schneller. Beträgt diese maximal 6 %, erreicht der Prozess trotz ausgeschalteter Regelung der Sichterzahl und



ohne zusätzliche Übersteuerung des Primärluftmassenstroms den Zielwert der Sekundärregelleistung bereits nach  $\Delta t_{100} = 307$  s und somit nahezu innerhalb der geforderten 300 s. Die Übersteuerung des Mahlwalzendrucks hat im Gegensatz zur Übersteuerung des Primärluftmassenstroms keinen negativen Einfluss auf die Bereitstellung der Sekundärregelleistung.

#### 5.4.3 Variation der Siehterdrehzahl

Wie der Mahlwalzendruck wird auch die Siehterdrehzahl mittels einer Kennlinie in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt. Anders als der Mahlwalzendruck hat eine Erhöhung der Zuteilerdrehzahl jedoch eine Reduktion der Siehterdrehzahl zur Folge und andersherum. In Abbildung 39 sind die Simulationsergebnisse mit der Regelung der Siehterdrehzahl neben denen des Referenzszenarios gezeigt. Zusätzlich zur Sekundärregelleistung und zum Kohlenstaubmassenstrom sind die Siehterdrehzahl und der massenbezogene mittlere Korndurchmesser  $d_{50,3}$  des Kohlenstaubs am Siehteraustritt dargestellt.

Während der ersten Leistungssteigerung des Doppelhöckertests wird die Siehterdrehzahl durch die Regelung verringert. Dies bewirkt eine Erhöhung des theoretischen Trennkorndurchmessers. Damit können auch gröbere Anteile des Kohlenstaubs den Siehter passieren und die Kohlemühle in Richtung der Brenner verlassen. In den Simulationsergebnissen wird dies am mittleren Korndurchmesser  $d_{50,3}$  ersichtlich, welcher gegenüber dem Referenzszenario leicht ansteigt. Die Auswirkungen auf den Kohlenstaubmassenstrom und damit die Sekundärregelleistung sind im Gegensatz zur Variation des Mahlwalzendrucks jedoch sehr gering. Die Aussagen treffen auch für die folgenden Lastwechsel zu. Insgesamt verschieben sich beide Kurven relativ zum Referenzszenario leicht nach vorne.

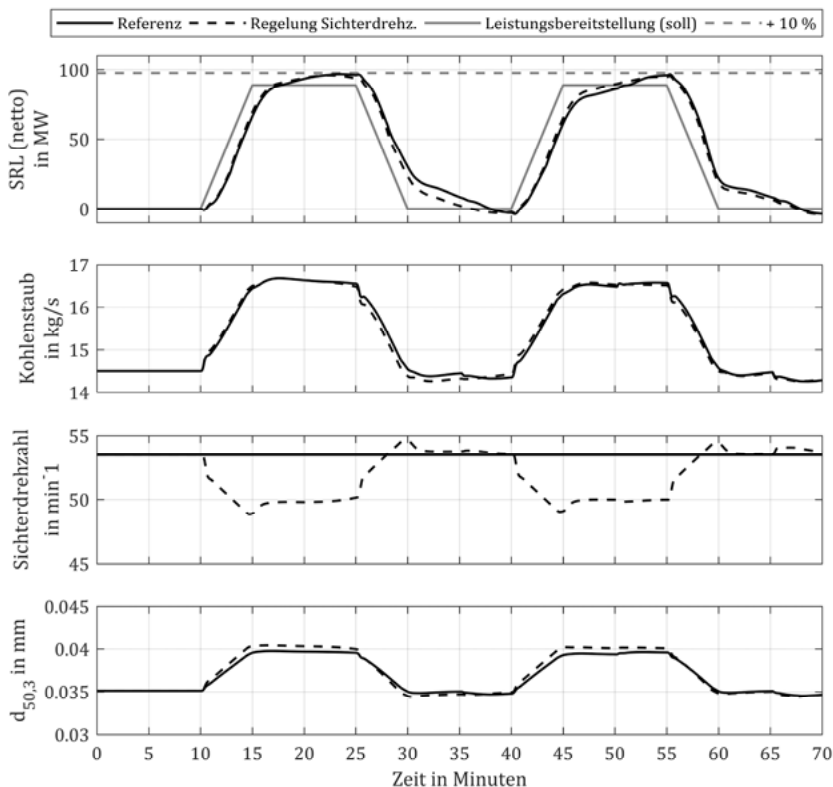


Abbildung 39: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, Sichterkehrzahl und mittlerer massenbezogener Korndurchmesser bei einer Regelung der Sichterkehrzahl im Vergleich zum Referenzszenario

Die Simulationsergebnisse für die zusätzliche Übersteuerung, also eine Absenkung, der Sichterkehrzahl um maximal 2 % und 6 % sind neben denen der Regelung der Sichterkehrzahl ohne zusätzliche Übersteuerung in Abbildung 40 als Differenz zum Referenzszenario gezeigt. Der mittlere Korndurchmesser des Kohlenstaubs  $d_{50,3}$  nimmt in allen Szenarien mit der Abnahme der Sichterkehrzahl zu. Zu Beginn der Leistungssteigerung ist in den Szenarien mit Übersteuerung ein spitzer Ausschlag im Kohlenstaubmassenstrom zu

erkennen, welcher anschließend abflacht. Ab dem Zeitpunkt  $t = 16$  min fällt dieser unter den Wert des Referenzszenarios. Dieser Verlauf des Kohlenstaubmassenstroms kann als Ausgleichseffekt der Übersteuerung verstanden werden. Je höher die Übersteuerung, desto ausgeprägter ist der Ausgleichseffekt.

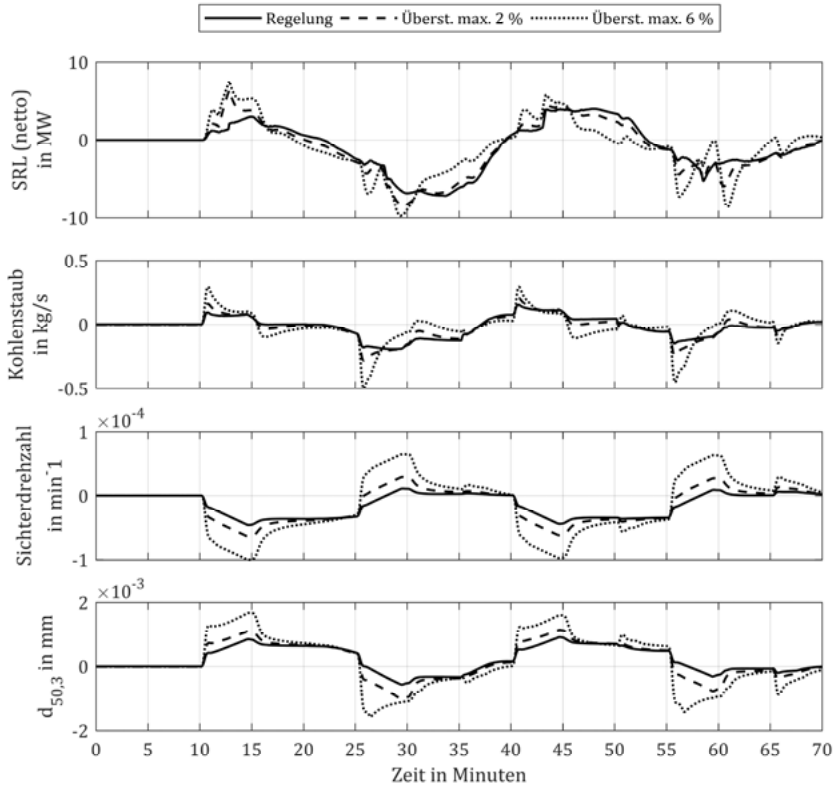


Abbildung 40: Differenzen von Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, Sichterzahl und mittlerer massenbezogener Korn-durchmesser im Vergleich zum Referenzszenario bei einer Regelung und einer zusätzlichen Übersteuerung der Sichterzahl um maximal 2 und 6 %

Durch die Übersteuerung der Sichterndrehzahl erhöht sich die Sekundärregelleistung bei einer Laststeigerung zunächst stärker als im Falle der Regelung der Sichterndrehzahl ohne zusätzliche Übersteuerung. Anschließend wird allerdings der beschriebene Ausgleichseffekt des Kohlenstaubmassenstroms wirksam und die Sekundärregelleistung fällt zum Zeitpunkt  $t = 17$  min unter die des Szenarios mit der Sichterndrehzahlregelung ohne Übersteuerung und anschließend auch unter die des Referenzszenarios ab. Diese Periode hält bis zum anschließenden negativen Lastwechsel zum Zeitpunkt  $t = 25$  min an. Auch bei den folgenden Lastwechseln ist das beschriebene Verhalten zu beobachten. In Tabelle 7 sind die Anstiegszeiten  $\Delta t_{100}$  der Szenarien aus Abbildung 40 zusammengefasst.

Tabelle 7: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung bei einer Regelung und Übersteuerung der Sichterndrehzahl

	Referenz	Regelung	Überst. max. 2 %	Überst. max. 6 %
$\Delta t_{100}$ in s	466	424	432	441
	676	577	615	656

In allen betrachteten Szenarien liegen die Anstiegszeiten deutlich über dem geforderten Höchstwert von 300 s. Die Regelung der Sichterndrehzahl ohne zusätzliche Übersteuerung bringt für beide Höcker eine Reduktion der Anstiegszeit  $\Delta t_{100}$  gegenüber dem Referenzszenario mit sich. Durch die zusätzliche Übersteuerung der Sichterndrehzahl steigen die Anstiegszeiten hingegen wieder an.

Die relativen Differenzen in den Anstiegszeiten sind jedoch gering. Der Einfluss der Regelung und zusätzlichen Übersteuerung der Sichterndrehzahl auf die Anstiegszeiten kann im Vergleich mit den Mühlensteuergrößen Primärluftmassenstrom und Mahlwalzendruck als wenig ausgeprägt bezeichnet werden.

5.4.4 Vergleich der Mühlensteuergrößen

In Abbildung 41 werden die Anstiegszeiten  $\Delta t_{100}$  der Sekundärregelleistung für die erste ansteigende Flanke des Doppelhöckertests für alle in den vorhergehenden Abschnitten untersuchten Szenarien verglichen. Die Anstiegszeit des Referenzszenarios beträgt  $\Delta t_{100} = 466$  s und ist ebenfalls eingetragen.

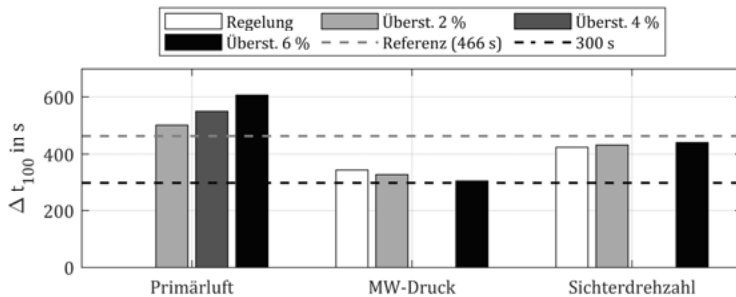


Abbildung 41: Vergleich der Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung bis zur ihrem Leistungszielwert  $\Delta t_{100}$  für den ersten Höcker

Die Übersteuerung des Primärluftmassenstroms wirkt sich negativ auf das Erreichen des Leistungszielwerts des Doppelhöckertests aus. Wie in Abschnitt 5.4.1 beschrieben, geht mit der Übersteuerung ein Ausspeichern von Kohlenstaub aus der Mühle einher. Diesem schließt sich jedoch eine Phase mit weniger Kohlenstaubaustrag an, da die Mühle wieder Kohlemasse einspeichert. Die Übersteuerung des Primärluftmassenstroms ist damit ein probates Mittel, um schnell mehr Kohlenstaub zu den Brennern zu bringen und eine schnelle Steigerung der elektrischen Leistung zu erzielen. Für den hier betrachteten Anwendungsfall des Doppelhöckertests zur Präqualifikation für die Bereitstellung von Sekundärregelleistung ist die isolierte Übersteuerung des Primärluftmassenstroms dennoch ungeeignet, da die Ausspeicherung von Kohlenstaub nicht lange genug anhält und der Leistungszielwert dadurch sogar langsamer erreicht wird.

Die vorgenommenen Anpassungen des Mahlwalzendrucks und der Sichterzahl haben in allen Szenarien eine Reduktion der Anstiegszeit  $\Delta t_{100}$  zur Folge. Die Kohlemühle reagiert weniger träge auf eine Änderung des Leistungssollwerts und ihr Übertragungsverhalten wird beschleunigt. Die Auswirkungen des Mahlwalzendrucks sind wesentlich größer. Durch die Regelung des Mahlwalzendrucks und der Sichterzahl ohne zusätzliche Übersteuerung wird eine Reduktion der Anstiegszeit auf  $\Delta t_{100} = 345$  s beziehungsweise  $\Delta t_{100} = 424$  s erreicht. Mit zunehmender zusätzlicher Übersteuerung des Mahlwalzendrucks nimmt die Anstiegszeit weiter ab und erreicht minimal  $\Delta t_{100} = 307$  s. Eine Übersteuerung der Sichterzahl hat die entgegengesetzte Wirkung auf  $\Delta t_{100}$ . Die sich

ergebende Ausspeicherung von Kohlenstaub hält nicht lange genug an und der Leistungszielwert wird weniger schnell erreicht – die Anstiegszeit steigt auf  $\Delta t_{100} = 441$  s an. Dieses Verhalten ist jedoch weniger ausgeprägt als bei einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms.

### 5.5 Potenzial der Kohlemühle

In den vorherigen Abschnitt werden die drei Mühlensteuergrößen isoliert voneinander betrachtet und ihr Einfluss auf die Bereitstellung von Sekundärregelleistung bewertet. Im Folgenden werden die Mühlensteuergrößen in vier Szenarien miteinander kombiniert. Das erste Szenario (I) ist ein übliches Regelungskonzept mit einer geringen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms sowie der Regelung des Mahlwalzendrucks und der Sichterdrehzahl ohne zusätzliche Übersteuerung. In einem zweiten Szenario (II) wird überprüft, ob der in Abschnitt 5.4.1 gefundene negative Einfluss der Übersteuerung des Primärluftmassenstroms auch in Kombination mit der Regelung der anderen beiden Mühlensteuergrößen auftritt. Dazu wird der Primärluftmassenstrom ausgehend von Szenario I stärker übersteuert. Das dritte Szenario (III) basiert ebenfalls auf Szenario I, enthält aber eine zusätzliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks, welche sich in Abschnitt 5.4.2 als vielversprechend für die Reduktion der Anstiegszeiten  $\Delta t_{100}$  herausgestellt hat. Abschließend wird im Szenario IV der Gradient des begrenzten Leistungswerts verdoppelt.

#### 5.5.1 Szenario I: Standardregelung

Die Leittechnik eines Steinkohlekraftwerks umfasst in der Regel die Übersteuerung des Primärluftmassenstroms um einen geringen Betrag. Im Referenzkraftwerk ist diese Übersteuerung auf maximal 1 % begrenzt. Auch für die Mühlensteuergrößen Sichterdrehzahl und Mahlwalzendruck sind im Referenzkraftwerk Regelkreise vorhanden. Diese sind, wie in Abschnitt 5.1.3 beschrieben, mit Kennlinien in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl ausgeführt. In diesem Szenario werden die Regelkreise wie in ihrer ursprünglichen Auslegung betrieben. In Abbildung 42 sind die Simulationsergebnisse neben denen des Referenzszenarios dargestellt. Es werden die Kurven der Sekundärregelleistung, des Kohlenstaub- und Rohkohlemassenstroms gezeigt.

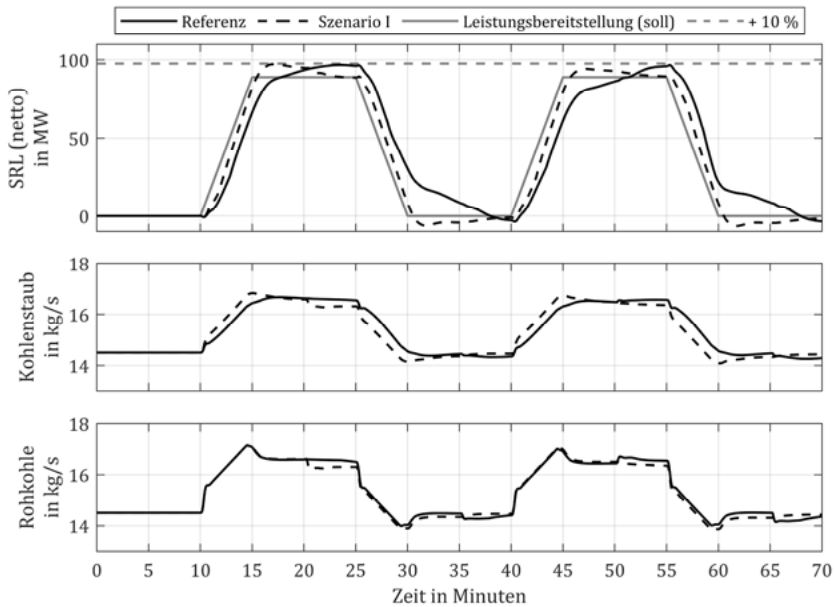


Abbildung 42: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, und Rohkohlemassenstrom bei einer Regelung aller drei Mühlensteuergrößen und einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms um max. 1 % (Szenario I) im Vergleich zum Referenzszenario

Die erste Laststeigerung liegt mit  $\Delta t_{100} = 327$  s nahe an der geforderten Maximaldauer von 300 s. Die Laststeigerung während des zweiten Höckers ist langsamer und hat eine Dauer von  $\Delta t_{100} = 343$  s. Beide Anstiegszeiten sind jedoch deutlich kürzer als bei den isolierten Variationen einzelner Mühlensteuergrößen in Abschnitt 5.4. Die Sekundärregelleistung schwingt während beider Höcker über den Leistungszielwert. Nach den Erkenntnissen aus Abschnitt 5.4 ist dieses Verhalten auf den Mahlwalzendruck zurückzuführen. Beim zweiten Höcker ist das Überspringen weniger stark ausgeprägt. Bei beiden Höckern sind die Beträge des Überspringens kleiner als 10 % und damit im zulässigen Bereich der Anforderungen des TransmissionCodes.

In den Simulationsergebnissen des Kohlenstaubmassenstroms ist ebenfalls das genannte Überschwingen zu erkennen. Anders als in Abschnitt 5.4.1 tritt durch die Übersteuerung des Primärluftmassenstroms anschließend kein Unterschwingen auf. Der beschriebene Effekt des Aus- und Einspeicherns von Kohlenstaub ist weniger stark ausgeprägt als bei der isolierten Übersteuerung des Primärluftmassenstroms. Dies wird darauf zurückgeführt, dass die zusätzliche Übersteuerung im Szenario I maximal 1 % beträgt und in Abschnitt 5.4.1 mit maximal 6 % deutlich höher liegt.

Des Weiteren ist in den Simulationsergebnissen von Szenario I wie auch im Referenzszenario das Eingreifen der Dampfdruckkorrektur zu erkennen. Diese verursacht einen leichten Sprung im Rohkohlemassenstrom bei  $t = 20$  min. In Tabelle 8 sind die Anstiegszeiten der Sekundärregel­leistung zusammengefasst.

Tabelle 8: Anstiegszeiten der Sekundärregel­leistung im Referenzszenario und im Szenario I

	Referenz	Szenario I
$\Delta t_{100}$ in s	466	327
	676	343

### 5.5.2 Szenario II: starke Übersteuerung des Primärluftmassenstroms

Im Szenario I wird der Primärluftmassenstrom um einen maximalen Betrag von 1 % übersteuert. Eine stärkere Übersteuerung zeigt in Abschnitt 5.4.1 einen negativen Einfluss auf das Erreichen des angestrebten Leistungszielwerts, wonach der Kohlenstaubaustrag aus der Mühle nach dem Ausspeichervorgang abfällt und die Sekundärregel­leistung unterschwingt. In diesem Abschnitt wird überprüft, ob dieser Effekt auch zu beobachten ist, wenn alle drei Mühlensteuergrößen kombiniert variiert werden. Für Szenario II wird daher gegenüber Szenario I unter Beibehaltung aller anderen Randbedingungen der Primärluftmassenstrom um zusätzlich maximal 6 % statt 1 % übersteuert. In Abbildung 43 sind die Simulationsergebnisse der Sekundärregel­leistung, des Kohlenstaub- und Rohkohlemassenstroms des Szenarios II im Vergleich zum Referenzszenario und zum Szenario I dargestellt.



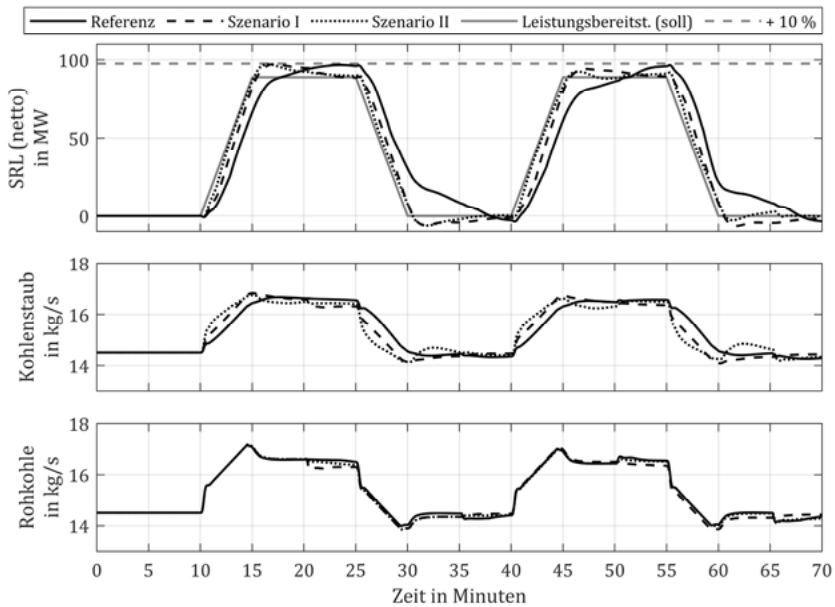


Abbildung 43: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, und Rohkohlemassenstrom bei einer Regelung aller drei Mühlensteuergrößen und einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms um max. 6 % (Szenario II) im Vergleich zum Referenzszenario und zum Szenario I

Die Sekundärregelleistung steigt im Vergleich zum Szenario I während beider Höcker schneller an und erreicht den Leistungszielwert bereits nach  $\Delta t_{100} = 311$  s beziehungsweise 329 s. Durch die stärkere Übersteuerung des Primärluftmassenstroms wird zu Beginn der Laststeigerungen mehr Kohlenstaub aus dem internen Speicher der Kohlemühle ausgetragen. Wie zu erwarten, fällt der Staubaustrag anschließend ab und es kommt zu einem leichten Unterschwingen des Kohlenstaubmassenstroms. Dieses Verhalten stimmt mit den Erkenntnissen aus Abschnitt 5.4.1 überein. Die Sekundärregelleistung schwingt weniger stark ausgeprägt über als im Szenario I und fällt schneller zurück auf ihren Leistungszielwert.

Der erste Höcker zeigt keinen negativen Einfluss der starken Übersteuerung des Primärluftmassenstroms. Das Überschwingen der Sekundärregelleistung während des zweiten Höckers wird jedoch deutlicher gedämpft. Anschließend ist ein leichtes Unterschwingen unter den Leistungszielwert zu erkennen. Bezogen auf die Sprunghöhe hat das Unterschwingen einen Betrag von 1,04 %. Im Kohlenstaubmassenstrom ist das Unterschwingen deutlicher erkennbar. Der eingangs angesprochene negative Effekt der starken Übersteuerung des Primärluftmassenstroms zeigt sich damit einzig im schwachen Unterschwingen der Sekundärregelleistung während des zweiten Höckers. In Tabelle 9 sind die Anstiegszeiten der verschiedenen Szenarien zusammengefasst.

Tabelle 9: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung einschließlich Szenario II

	Referenz	Szenario I	Szenario II
$\Delta t_{100}$ in s	466	327	311
	676	343	329

5.5.3 Szenario III: zusätzliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks

Die isolierte Betrachtung der drei Mühlensteuergrößen in Abschnitt 5.4 bescheinigt einer Übersteuerung des Mahlwalzendrucks das größte Potenzial zur Verkürzung der Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung. Für Szenario III wird daher gegenüber Szenario I unter Beibehaltung aller anderen Randbedingungen der Mahlwalzendruck um zusätzlich maximal 6 % übersteuert. Dadurch steigt die Sekundärregelleistung während beider Höcker schneller an als im Szenario I (Abbildung 44) und erreicht den Leistungszielwert beim ersten Höcker bereits nach  $\Delta t_{100} = 296$  s und damit unterhalb der geforderten Maximaldauer von 300 s. Beim zweiten Höcker beträgt die Anstiegszeit  $\Delta t_{100} = 311$  s. Das Überschwingen der Sekundärregelleistung ist stärker ausgeprägt als im Szenario I. Der Betrag des Überschwingens überschreitet während der ersten Leistungssteigerung kurzzeitig die +10 %-Grenze und verletzt damit ein Kriterium der Präqualifikation zur Bereitstellung von Sekundärregelleistung. Auch die zweite Leistungssteigerung geht mit einem Überschwingen einher. Danach fällt die Leistung schneller als beim ersten Höcker auf den Leistungszielwert ab und schwingt minimal unter.

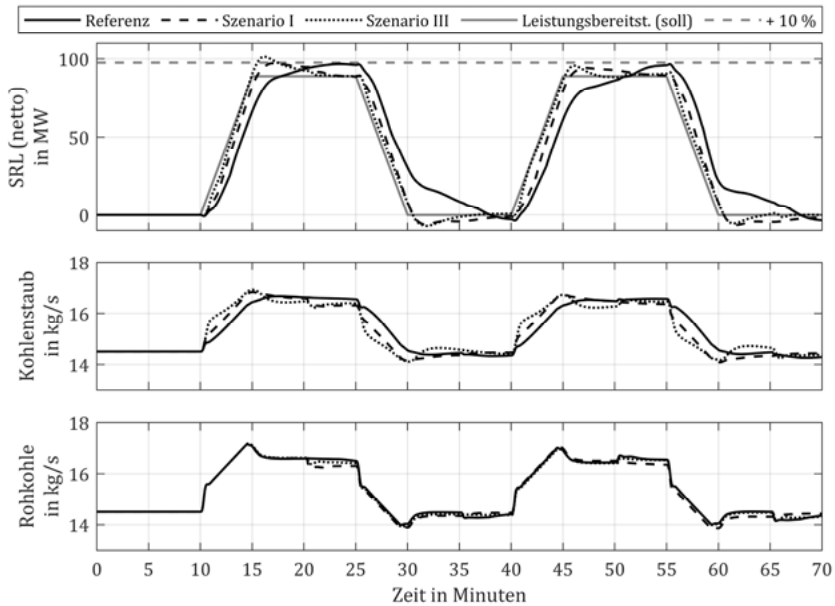


Abbildung 44: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, und Rohkohlemassenstrom bei einer Regelung aller drei Mühlensteuergrößen und einer zusätzlichen Übersteuerung des Mahlwalzendrucks um max. 6 % (Szenario III) im Vergleich zum Referenzszenario und zum Szenario I

Die Begründung für die schnellere Steigerung der Sekundärregelleistung wird durch die Verläufe des Kohlenstaubmassenstroms gegeben. Besonders in den ersten Minuten der Laststeigerungen wird mehr Kohlenstaub ausgetragen und zum Brenner transportiert. Auch das Maximum des Kohlenstaubmassenstroms liegt leicht höher als im Szenario I. Das Unterschwingen der Sekundärregelleistung während des zweiten Höckers ist ebenfalls im Kohlenstaubmassenstrom wiederzufinden. In Tabelle 10 sind die Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung um die von Szenario III ergänzt.

Tabelle 10: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung einschließlich Szenario III

	Referenz	Szenario I	Szenario II	Szenario III
$\Delta t_{100}$ in s	466	327	311	296
	676	343	329	311

### 5.5.4 Szenario IV: Verdopplung des Lastgradienten

Der Gradient des Leistungssollwerts wird durch die Leittechnik des Referenzkraftwerks auf 20 MW/min begrenzt bevor er übersteuert wird (siehe Abbildung 25). Bei einer elektrischen Bruttonennleistung von 920 MW des Referenzkraftwerks entspricht dies einem maximalen Leistungsgradienten von 2,17 %/min. Typische Leistungsgradienten von steinkohlebefeuerten Dampfkraftwerken liegen hingegen zwischen 3 und 6 %/min [7, 77]. Weitere Studien schätzen den Gradienten mit 4 %/min ein [78].

Der maximale Leistungsgradient des Referenzkraftwerks liegt somit unterhalb der typischen in der Literatur zu findenden Werte. Der zulässige Gradient des Leistungssollwerts wird daher nachfolgend auf 40 MW/min verdoppelt – dies entspricht bezogen auf die Bruttonennleistung des Referenzkraftwerks 4,35 %/min. Die Simulationsergebnisse sind als Szenario IV in Abbildung 45 dargestellt. Als Grundlage der Berechnung dient Szenario I aus Abschnitt 5.5.1.

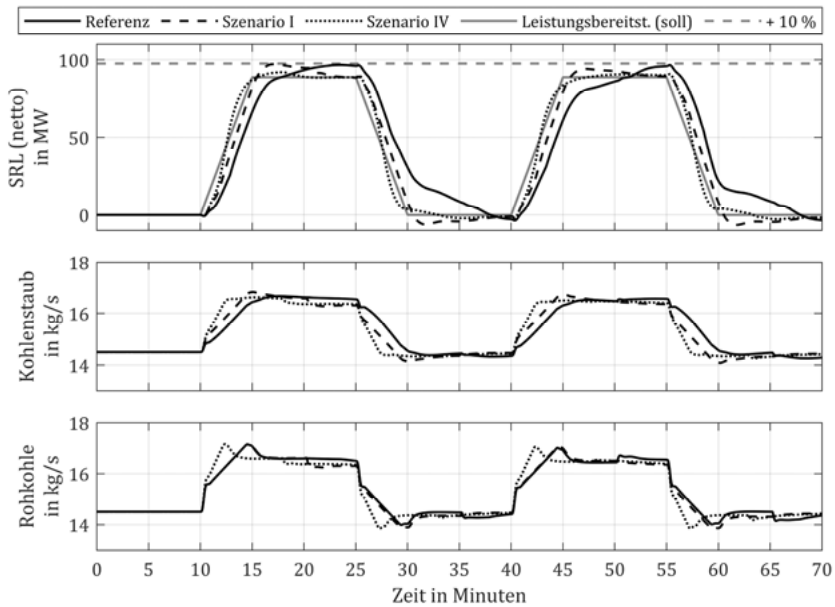


Abbildung 45: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, und Rohkohlemassenstrom bei einer Regelung aller drei Mühlensteuergrößen, einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms um max. 1 % und einem verdoppelten Gradienten des Leistungssollwerts (Szenario IV) im Vergleich zum Referenzszenario und zum Szenario I

Die erste Leistungssteigerung verläuft mit  $\Delta t_{100} = 330$  s kaum langsamer als im Szenario I. Während des zweiten Höckers wird der Leistungszielwert jedoch erst nach  $\Delta t_{100} = 436$  s erreicht, obwohl der Leistungsgradient verdoppelt wird. Der Einfluss des maximalen Gradienten des Leistungssollwerts ist im unteren Teil der Abbildung am Rohkohlemassenstrom deutlich zu erkennen. Nachdem die Kurven der Szenarien I und IV bedingt durch die Übersteuerung des Leistungssollwerts zunächst identisch verlaufen, steigt die Zuteilerdrehzahl im Szenario IV mit dem doppelten Gradienten von Szenario I weiter an. Dadurch wird das Maximum der Rohkohlezufuhr wesentlich früher bei  $t = 12,5$  min er-

reicht. Auch der Kohlenstaubmassenstrom und die Sekundärregelleistung steigen schneller an. Dieses Verhalten weicht von Szenario I zusätzlich insofern ab, als dass es nur zu einem sehr gering ausgeprägten Überspringen kommt.

Die Verdopplung des Gradienten des Leistungssollwerts betrifft nicht nur den Rohkohlemassenstrom, sondern auch die drei Mühlensteuergrößen, welche, wie im Abschnitt 5.1.3 beschrieben, in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt werden. Alle Änderung erreichen ihr Maximum wesentlich früher. Dadurch tritt zum Beispiel der stützende Effekt der Primärluftübersteuerung früher ein und bleibt zum Ende einer Leistungssteigerung aus. In Tabelle 11 sind die Anstiegszeiten aller betrachteten Szenarien zusammengefasst.

Tabelle 11: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung einschließlich Szenario IV

	Referenz	Szenario I	Szenario II	Szenario III	Szenario IV
$\Delta t_{100}$ in s	466	327	311	296	330
	676	343	329	311	436

5.5.5 Szenario V: 1,5-facher Lastgradient und zusätzliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks

Im Szenario V wird die Erhöhung des Gradienten des Leistungssollwerts mit der zusätzlichen Übersteuerung des Mahlwalzendrucks kombiniert, welche bereits im Szenario III (Abbildung 44) Anwendung findet. Der maximale Gradient des Leistungssollwerts beträgt in diesem Szenario 30 MW/min und der Mahlwalzendruck wird zusätzlich um maximal 6 % übersteuert. In Abbildung 46 sind die Simulationsergebnisse der Sekundärregelleistung, des Kohlenstaub- und Rohkohlemassenstroms im Vergleich zum Referenzszenario und zum Szenario I dargestellt. Die Anstiegszeiten reduzieren sich gegenüber Szenario III weiter und betragen  $\Delta t_{100} = 256$  s für den ersten und  $\Delta t_{100} = 293$  s für den zweiten Höcker. Die geforderte Maximaldauer von 300 s wird somit besonders beim ersten Höcker deutlich unterschritten.

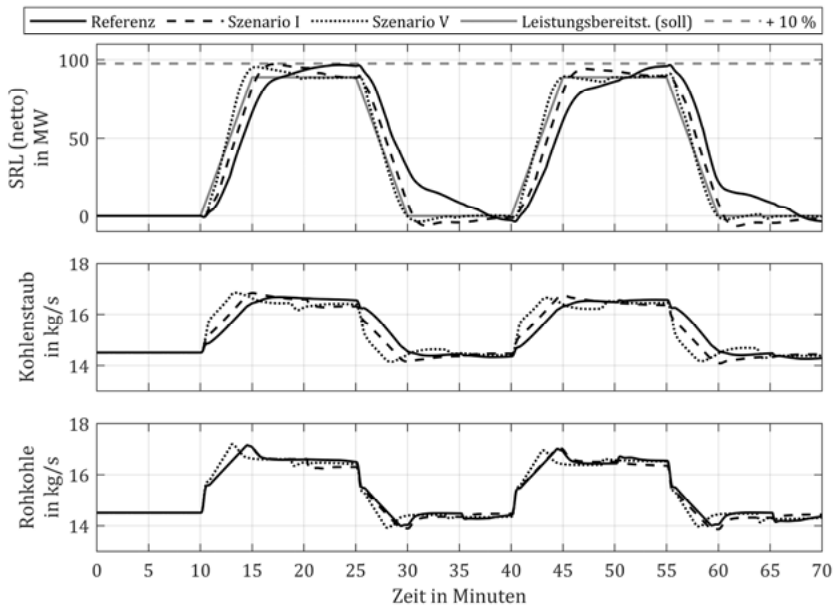


Abbildung 46: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, und Rohkohlemassenstrom bei einer Regelung aller drei Mühlensteuergrößen, einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms um max. 1 %, einer zusätzlichen Übersteuerung des Mahlwalzendrucks um max. 6 % und dem 1,5-fachen Gradienten des Leistungssollwerts (Szenario V) im Vergleich zum Referenzszenario und zum Szenario I

Durch die zusätzliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks schwingen der Kohlenstaubmassenstrom und die Sekundärregelleistung während des ersten Höckers über. Danach fällt die Sekundärregelleistung auf ihren Zielwert zurück. Während des zweiten Höckers schwingt die Sekundärregelleistung nicht über, fällt aber, nachdem sie den Zielwert erreicht hat, kurzzeitig um bis zu 3,26 % unter ihren Zielwert. Dieses Verhalten ist auf den Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner zurückzuführen, welcher im Vergleich zum ersten Höcker, nachdem er sein Maximum erreicht hat, stark abfällt. In Tabelle 12 sind die Anstiegszeiten von Szenario V ergänzt.

Tabelle 12: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung einschließlich Szenario V

	Referenz	I	II	III	IV	V
$\Delta t_{100}$ in s	466	327	311	296	330	256
	676	343	329	311	436	293

In diesem Szenario zeigt sich deutlicher als in den vorherigen Szenarien, dass die Herausforderung des Doppelhöckertests an das Kraftwerk darin besteht, die Anforderungen des TransmissionCodes für mehrere Höcker unmittelbar nacheinander zu erfüllen. Vor der ersten Leistungssteigerung befindet sich die Kohlemühle idealerweise in einem stationären Betriebszustand. Vor der zweiten Leistungssteigerung stehen der Kohlemühle jedoch maximal 15 Minuten zur Verfügung, um wieder stationäre Betriebszustände zu erreichen. Somit beeinflusst die Regelung und Übersteuerung der Mühlensteuergrößen während des ersten Höckers die erreichbare Qualität der Sekundärregelleistungsbereitstellung des zweiten Höckers.

5.5.6 Szenario VI: unterschiedliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks

Ausgehend von Szenario V wird in diesem Szenario die Übersteuerung des Mahlwalzendrucks angepasst, um das im vorherigen Abschnitt gezeigte Unterschwingen der Sekundärregelleistung während des zweiten Höckers (Abbildung 46) zu reduzieren. Dazu wird die zusätzliche Übersteuerung während des ersten Höckers auf maximal 2 % begrenzt, wohingegen die zusätzliche Übersteuerung während des zweiten Höckers weiterhin maximal 6 % beträgt. Der Gradient des Leistungssollwerts wird gegenüber dem Referenzszenario wie im Szenario V mit dem Faktor 1,5 beaufschlagt und beträgt 30 MW/min. In Abbildung 47 sind die Simulationsergebnisse der Sekundärregelleistung, des Kohlenstaub- und Rohkohlemassenstroms im Vergleich zum Referenzszenario und zum Szenario I gezeigt.



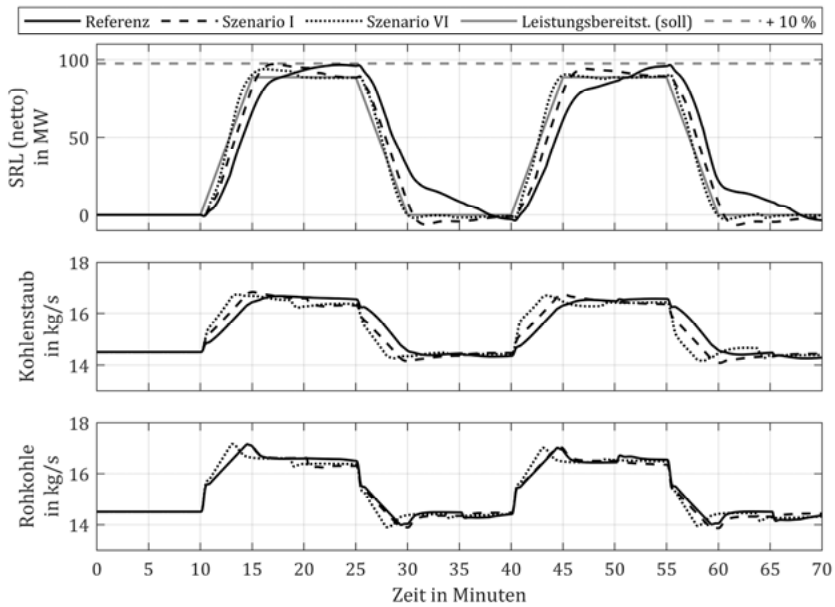


Abbildung 47: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, und Rohkohlemassenstrom bei einer Regelung aller drei Mühlensteuergrößen, einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms um max. 1 %, einer zusätzlichen Übersteuerung des Mahlwalzendrucks um max. 2 % für den ersten und max. 6 % für den zweiten Höcker und dem 1,5-fachen Gradienten des Leistungssollwerts (Szenario VI) im Vergleich zum Referenzszenario und zum Szenario I

Die Anstiegszeiten betragen  $\Delta t_{100} = 286$  s für den ersten und  $\Delta t_{100} = 283$  s für den zweiten Höcker und liegen damit unterhalb der geforderten 300 s. Während des ersten Höckers schwingt die Sekundärregelleistung wie im Szenario V über, jedoch weniger stark ausgeprägt, da der Mahlwalzendruck weniger stark übersteuert wird. Auch das Unterschwingen während des zweiten Höckers wird reduziert und beträgt maximal 1,25 %. In Tabelle 13 sind die Anstiegszeiten beider Höcker eingetragen.

Während der ersten Leistungssteigerung wird, verglichen mit Szenario V, durch die geringere zusätzliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks weniger Kohlenstaub ausgespeichert. Die Kohlemühle befindet sich demnach vor dem zweiten Höcker in einem anderen Betriebspunkt. Es befindet sich mehr Kohlenstaub im internen Speicher der Kohlemühle, welcher während der zweiten Leistungssteigerung ausgespeichert wird und gegenüber Szenario V das Unterschwingen der Sekundärregelleistung reduziert.

Tabelle 13: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung einschließlich Szenario VI

	Referenz	I	II	III	IV	V	VI
$\Delta t_{100}$ in s	466	327	311	296	330	256	286
	676	343	329	311	436	293	283

### 5.5.7 Szenario VII: Standardregelung mit reduzierter Sekundärregelleistungsbereitstellung

In allen vorangegangenen Szenarien beträgt die zu qualifizierende Sekundärregelleistung 88,75 MW. In diesem Szenario wird der Zielwert der Sekundärregelleistung um 20 % auf 71 MW reduziert. Alle drei Mühlensteuergrößen werden wie im Szenario I (Abbildung 42) in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt. Einzig der Primärluftmassenstrom wird zusätzlich um maximal 1 % übersteuert. Der maximale Gradient des Leistungssollwert beträgt ebenfalls wie im Szenario I 20 MW/min. In Abbildung 48 sind die Simulationsergebnisse der Sekundärregelleistung, des Kohlenstaub- und Rohkohle-massenstroms dargestellt.

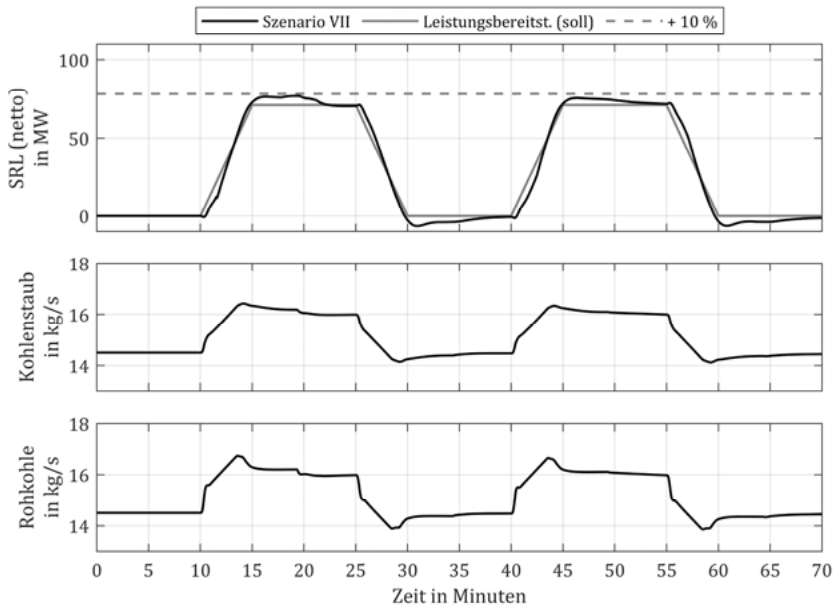


Abbildung 48: Sekundärregelleistung (SRL), Kohlenstaubmassenstrom zum Brenner, und Rohkohlemassenstrom bei einer Regelung aller drei Mühlensteuergrößen, einer zusätzlichen Übersteuerung des Primärluftmassenstroms um max. 1 % und einer reduzierten Leistungsbereitstellung (soll) von 71 MW (Szenario VII)

Die Anstiegszeiten betragen  $\Delta t_{100} = 263$  s und  $\Delta t_{100} = 268$  s und liegen damit deutlich unterhalb der Anstiegszeiten von Szenario I und ebenfalls unterhalb der geforderten Maximaldauer von 300 s. Während beider Höcker schwingt die Sekundärregelleistung über und fällt dann auf ihren Zielwert ab. Der +10 %-Grenzwert wird bei keinem der beiden Höcker erreicht. Ein Unterschwingen tritt nicht auf. Szenario VII genügt demnach den Anforderungen des TransmissionCodes, ohne die Leittechnik des Referenzkraftwerks für die Mühlensteuergrößen anpassen zu müssen. In Tabelle 14 sind die Anstiegszeiten aller Szenarien zusammengefasst.

Tabelle 14: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung aller Szenarien

	Ref.	I	II	III	IV	V	VI	VII
$\Delta t_{100}$	466	327	311	296	330	256	286	263
in s	676	343	329	311	436	293	283	268

5.5.8 Vergleich der Szenarien

In Abbildung 49 sind die Anstiegszeiten  $\Delta t_{100}$  für das Referenzszenario und die Szenarien I bis VII aus Tabelle 14 als Säulendiagramm dargestellt. In der grafischen Darstellung wird deutlich, dass die Sekundärregelleistungsbereitstellung im Referenzszenario mit unregelmäßigem Mühlenbetrieb weit von den Anforderungen des TransmissionCodes entfernt liegt. Die Anstiegszeiten betragen  $\Delta t_{100} = [466, 676 \text{ s}]$ .

Im Szenario I wird eine typische Mühlenregelung betrachtet, wie sie auch im Referenzkraftwerk umgesetzt ist. Der Mahlwalzendruck und die Sichterzahl werden über Kennlinien in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt. Der Primärluftmassenstrom wird um maximal 1 % übersteuert. Die Anstiegszeiten werden gegenüber dem Referenzszenario bereits deutlich reduziert und betragen  $\Delta t_{100} = [327, 343 \text{ s}]$ .

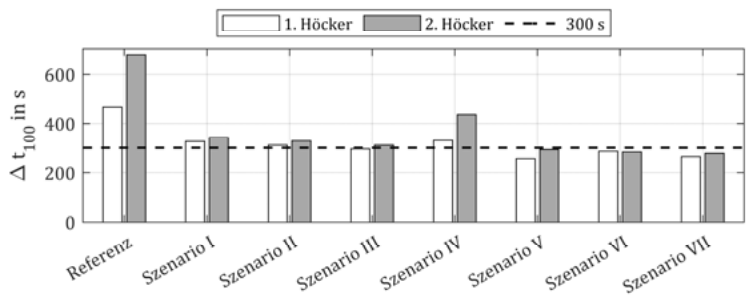


Abbildung 49: Vergleich der Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung für die verschiedenen Szenarien

Ausgehend von Szenario I wird im Szenario II der Primärluftmassenstrom stärker, um maximal 6 %, übersteuert. Die Anstiegszeiten der beiden Höcker liegen mit  $\Delta t_{100} = [311, 329 \text{ s}]$  leicht oberhalb der geforderten Maximaldauer von 300 s. Zusätzlich

tritt ein leichtes Unterschwingen der Sekundärregelleistung auf, welches nach den aktuell gültigen Präqualifikationsbedingungen des TransmissionCodes ein weiteres Ausschlusskriterium für die Bereitstellung von Sekundärregelleistung ist.

Durch die zusätzliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks im Szenario III wird eine noch größere Reduktion der Anstiegszeiten erreicht. Die Leistungssteigerung des ersten Höckers bleibt mit  $\Delta t_{100} = 296$  s unterhalb der geforderten Maximaldauer von 300 s. Der sich anschließende zweite Höcker benötigt mit  $\Delta t_{100} = 311$  s jedoch wieder länger als 300 s zum Erreichen des Zielwerts der Sekundärregelleistung. Die ansteigenden Flanken beider Höcker sind durch ein Überschwingen der Sekundärregelleistung gekennzeichnet. Für den ersten Höcker liegt das Überschwingen oberhalb der zulässigen 10 %, welche durch den TransmissionCode als Grenzwert festgesetzt werden. Wie schon die Einstellungen des Szenario II sind auch die Einstellungen des Szenario III nicht ausreichend für die Präqualifikation zur Bereitstellung von Sekundärregelleistung.

Szenario IV entspricht Szenario I mit einer Verdopplung des Gradienten des Leistungssollwerts von 20 MW/min auf 40 MW/min. Die Verläufe der Sekundärregelleistung zeigen in diesen beiden Szenarien für den ersten Höcker fast identische Anstiegszeiten von  $\Delta t_{100} = 327$  s beziehungsweise 330 s. Die zweite Leistungssteigerung verläuft im Szenario IV sogar wesentlich langsamer als im Szenario I und beträgt  $\Delta t_{100} = 436$  s. Die Sekundärregelleistung erreicht ohne Über- oder Unterschwingen ihren Leistungszielwert. Da die Dauer bis zum Erreichen des Leistungszielwerts jedoch oberhalb von 300 s liegt, führen auch die Einstellungen nach Szenario IV nicht zur Präqualifikation für die Bereitstellung von Sekundärregelleistung.

Im Szenario V wird sowohl der Gradient des Leistungssollwerts auf 30 MW/min angehoben als auch der Mahlwalzendruck um zusätzlich maximal 6 % übersteuert. Die Sekundärregelleistung erreicht ihren Zielwert beim ersten Höcker sehr schnell nach bereits  $\Delta t_{100} = 256$  s und zeigt ein zulässiges Überschwingen. Die zweite Leistungssteigerung verläuft mit  $\Delta t_{100} = 293$  s deutlich langsamer als die erste, aber schneller als die geforderte Maximaldauer von 300 s. Der Verlauf der Sekundärregelleistung weist jedoch während des zweiten Höckers, nachdem der Zielwert erreicht wird, ein Unterschwingen von maximal 3,26 % auf, welches die Präqualifikation für die Bereitstellung von Sekundärregelleistung verhindert.

Szenario VI entspricht dem vorherigen Szenario V, wobei die zusätzliche Übersteuerung des Mahlwalzendrucks während des ersten Höckers auf maximal 2 % reduziert wird. Die Anstiegszeit des ersten Höckers erhöht sich im Vergleich zum Szenario V auf  $\Delta t_{100} = 286$  s, die des zweiten Höckers fällt ab und beträgt  $\Delta t_{100} = 283$  s. Durch die Reduzierung der zusätzlichen Übersteuerung des Mahlwalzendrucks während des ersten Höckers fallen sowohl das Überschwingen der Sekundärregelleistung während des ersten Höckers als auch ihr Unterschwingen (maximal 1,25 %) während des zweiten Höckers geringer aus. Trotzdem präqualifiziert sich Szenario VI nicht für die Bereitstellung von Sekundärregelleistung.

Neben den dargestellten Szenarien I bis VI wurden viele weitere Varianten simuliert und ausgewertet, ohne jedoch den Präqualifikationsbedingungen zu genügen. In einem abschließenden Szenario VII wird die zu qualifizierende Sekundärregelleistung daher von 88,75 MW um 20 % auf 71 MW abgesenkt. Die Mühlensteuergrößen werden wie im Szenario I geregelt. Im Vergleich zum Szenario I sind die Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung deutlich geringer und betragen  $\Delta t_{100} = [263, 268 \text{ s}]$ . Der Verlauf der Sekundärregelleistung weist zudem weder Über- noch Unterschwingen auf. Damit ist das Referenzkraftwerk nach den Bedingungen des TransmissionCodes für die Bereitstellung von 71 MW Sekundärregelleistung präqualifizierbar, ohne zusätzliche Anpassungen der Mühlensteuergrößen vornehmen zu müssen.

## 6 Zusammenfassung

Die bereitgestellte elektrische Leistung eines steinkohlebefeuchten Dampfkraftprozesses folgt einer Änderung der Leistungsanforderung nur verzögert. Dieses Verhalten wird unter anderem durch die Trägheit der Brennstoffaufbereitung in der Kohlemühle bedingt. In dieser Arbeit wird der Einfluss der Kohlemühle auf das dynamische Verhalten des Dampfkraftprozesses untersucht. Dazu wird ein Kohlemühlenmodell auf Basis physikalischer Gleichungen aufgebaut. Es wird eine modulare Modellstruktur gewählt, welche die vier Teilprozesse des Trocknens und Mahlens der Kohle sowie des Transports und Sichtens des Kohlenstaubs unterscheidet.

Das erstellte Mühlenmodell wird anschließend verifiziert und validiert. Die Verifizierung stellt sicher, dass die formulierten Gleichungssysteme qualitativ das erwartete Verhalten zeigen. Zur anschließenden Validierung werden Betriebsmessdaten einer Referenzmühle herangezogen. Es werden positive und negative Sprünge ausgewählter Mühlensteuergrößen simuliert und die Ergebnisse mit den Messdaten verglichen. Die Bewertung der Modellgüte erfolgt anhand des Kohlenstaubmassenstroms, welcher die Mühle in Richtung der Brenner verlässt.

Das validierte Mühlenmodell wird mit dem umfangreichen Modell eines Referenzkraftwerks gekoppelt. Dieses bildet den steinkohlebefeuchten Dampfkraftprozess vollständig ab und umfasst überdies die gesamte relevante Leit- und Regelungstechnik. Die nominale Nettoleistung des Referenzkraftwerks beträgt 868 MW. Mithilfe des gekoppelten Modells werden verschiedene Simulationen durchgeführt. Die Grundlage aller Simulationen ist der sogenannte Doppelhöckertest, welcher die Präqualifikationsbedingungen zur Bereitstellung von Sekundärregelleistung beschreibt und hohe Anforderungen an die dynamische Betriebsweise des Kraftwerks und insbesondere der Kohlemühle stellt. Der Betrag des Doppelhöckers wird mit 88,75 MW gewählt. Dieser muss nach Vorgabe des TransmissionCodes nach maximal 300 s erreicht werden.

Es wird zunächst ein Referenzszenario definiert. Bei diesem werden die Mühlensteuergrößen Sichterzahl und Mahlwalzendruck während des Doppelhöckertests

konstant gehalten und der Primärluftmassenstrom in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt. In einem ersten Schritt der Untersuchungen werden die drei genannten Mühlensteuergrößen ausgehend vom Referenzszenario isoliert voneinander in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt und zusätzlich verschieden stark übersteuert. Die Ergebnisse werden mit dem Referenzszenario verglichen. Die Bewertungsgrundlage sind stets die Anforderungen des Doppelhöckertests an den Verlauf der bereitgestellten Sekundärregelleistung.

Aus den gewonnenen Erkenntnissen werden in einem nächsten Schritt der Untersuchungen weitere Szenarien abgeleitet. Diese Szenarien betrachten die genannten Mühlensteuergrößen nicht länger isoliert, sondern in Kombination. Insgesamt werden sieben Szenarien betrachtet. Die Ergebnisse sind in Tabelle 15 zusammengefasst.

Tabelle 15: Anstiegszeiten der Sekundärregelleistung aller Szenarien

	Ref.	I	II	III	IV	V	VI	VII
$\Delta t_{100}$	466	327	311	296	330	256	286	263
in s	676	343	329	311	436	293	283	268
Unter-schw.	-	-	x	-	-	x	x	-
Über-schw.	-	-	-	x	-	-	-	-

Das erste Szenario bildet eine typische Mühlenregelung ab. Die Siehterdrehzahl und der Mahlwalzendruck werden in Abhängigkeit von der Zuteilerdrehzahl geregelt, der Primärluftmassenstrom wird zusätzlich um einen geringen Betrag übersteuert. In den Szenarien II und III werden der Primärluftmassenstrom beziehungsweise der Mahlwalzendruck zusätzlich stärker übersteuert. Die Anstiegszeiten  $\Delta t_{100}$  werden gegenüber dem Referenzszenario deutlich reduziert, überschreiten jedoch mit Ausnahme des ersten Höckers im Szenario III die geforderte Maximaldauer von 300 s. Somit erfüllt keines der drei Szenarien die Präqualifikationsbedingungen des TransmissionCodes.

Neben den drei genannten Mühlensteuergrößen wird in den Szenarien IV bis VI der maximale Gradient des Leistungssollwerts erhöht. In Kombination mit einer zusätzlichen



---

Übersteuerung des Mahlwalzendrucks in den Szenarien V und VI liegen die Anstiegszeiten unterhalb der geforderten 300 s. In beiden Szenaren weist der Verlauf der Sekundärregelleistung jedoch ein Unterschwingen auf, welches eine Präqualifikation verhindert.

Neben den in Tabelle 15 enthaltenen Szenarien werden weitere Untersuchungen durchgeführt, ohne jedoch den Präqualifikationsbedingungen zu genügen. Im Szenario VII wird der Zielwert der Sekundärregelleistung auf Basis des Szenarios I um 20 % auf 71 MW reduziert. Die Anstiegszeiten unterschreiten die geforderte Maximaldauer von 300 s deutlich und der Verlauf der Sekundärregelleistung zeigt kein unzulässiges Unter- oder Überschwingen. Szenario VII erfüllt somit die Präqualifikationsbedingungen des TransmissionCodes.

Die Regelung und zusätzliche Übersteuerung der drei Mühlensteuergrößen Primärluftmassenstrom, Mahlwalzendruck und Sichterzahl erlaubt die Einflussnahme auf das dynamische Verhalten der Kohlemühle und des gesamten Kraftwerksprozesses. Die Trägheit der Brennstoffaufbereitung innerhalb der Kohlemühle kann vermindert werden und es kann dadurch einer Änderung der Leistungsanforderungen schneller gefolgt werden. Es ist jedoch stets der Einfluss der Mühlensteuergrößen auf das Gleichgewicht des inneren Mahlkreislaufs der Kohlemühle zu beachten. Dabei ist das Ein- und Ausspeicherverhalten der Kohlemühle zu berücksichtigen, welches bei der Übersteuerung einzelner Mühlensteuergrößen zu einem Unter- oder Überschwingen des Kohlenstaubmassenstroms zum Brenner und damit der elektrischen Leistung führen kann. Am Beispiel des Doppelhöckertests und der Bereitstellung von Sekundärregelleistung wird gezeigt, wie das dynamische Verhalten des Kraftwerksprozesses durch geeignete Kombinationen der Mühlensteuergrößen verbessert und die Änderung der elektrischen Nettoleistung beschleunigt werden kann. Die Herausforderung des Doppelhöckertests besteht in der unmittelbar folgenden Wiederholung des Lastwechsels. Die Regelung und Übersteuerung der Mühlensteuergrößen während des ersten Höckers bestimmt den Betriebszustand der Kohlemühle vor dem zweiten Höcker und beeinflusst somit die erreichbare Qualität der weiteren Sekundärregelleistungsbereitstellung.

## Anhang

### A.1. Verwendete Software

Tabelle 16: Programmiersprachen, Bibliotheken und Software

Name	Beschreibung	Version	Bezug
Modelica®	non-proprietary, object-oriented, equation based, for complex physical systems [17]	3.4	www.modelica.org
ClaRa	Simulation of Clausius Rankine cycles [16]	1.3.1	www.claralib.com www.xrg-simulation.de
ClaRa_Control	A ClaRa Add-On for state-of-the-art process control	1.0.0 α	www.claralib.com www.xrg-simulation.de
TILMedia	Media properties library of TLK-Thermo GmbH	1.3.1 ClaRa	www.tlk-thermo.com
FluidDissipation Library	convective heat transfer and pressure loss functions	1.1.8	www.claralib.com www.xrg-simulation.de
DYMOLA	Dynamic Modeling Laboratory	2019 (64-bit)	www.3ds.com

## A.2. Kohlezusammensetzung und -eigenschaften

waf = wasser- und aschefrei

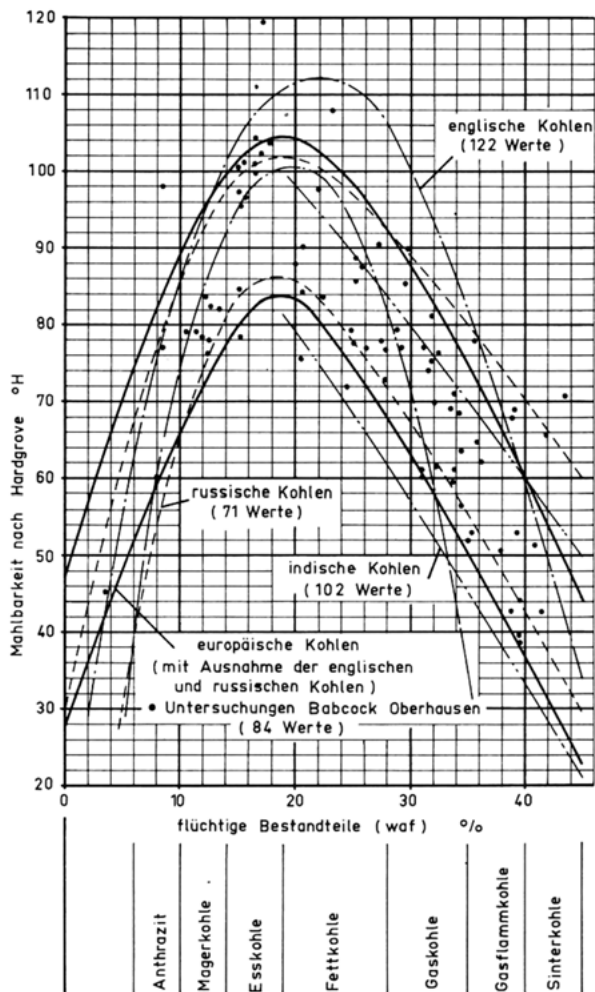


Abbildung 50: Mahlbarkeit von Steinkohlen nach Hardgrove [21]

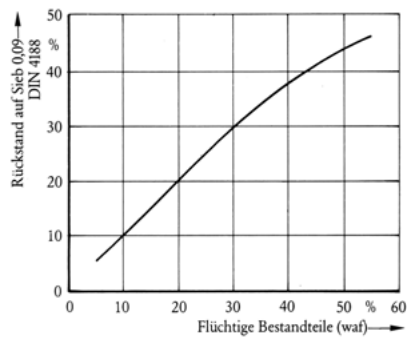


Abbildung 51: Rückstand auf dem 90 µm-Sieb in Abhängigkeit von den flüchtigen Bestandteilen [43]

---

### A.3. Technische Daten der Referenzmühle

Tabelle 17: Technische Daten der Referenzmühle

<b>Kohleband</b>	
Leistung	10,9 – 13,06 kg/s
Heizwert der Rohkohle	23 – 30 kg/s
Wassergehalt der Rohkohle	6 – 12 %
Aschegehalt der Rohkohle	6 – 15 %
Flüchtige Bestandteile (waf)	12 – 38 %
Mahlbarkeit	50 – 70 Hg
<b>Geometrie</b>	
Höhe gesamt	9,12 m
Durchmesser des Mahltellers	2,44 m
Breite der Walzen	0,40 m
Mittlerer Durchmesser der Walzen	1,18 m
Durchmesser Fallschacht	0,82 m
Durchmesser Sichter	3,33 m
<b>Betrieb</b>	
Primärluftmassenstrom	21,5 kg/s (= 16,64 m <sup>3</sup> /s)
Gesamtdruckverlust	75 mbar
Mühlendrehzahl	45 min <sup>-1</sup>
Sichterbauart	Kreiselsichter (Stabkorb mit Lamellen)
Sichterzahl	40 – 75 min <sup>-1</sup>
Hydraulischer Mahldruck	max. 100 bar
Antriebsleistung Leerlauf	ca. 45 kW

---

## A.4. Regelkreise der Kohlemühle

In Abbildung 52 ist die Struktur der Sichterdrehzahlregelung in vereinfachter Form abgebildet. Der Sollwert der Zuteilerdrehzahl wird über eine Kennlinie in einen Sollwert der Sichterdrehzahl umgerechnet. Die Kennlinie ist monoton fallend, d. h. eine hohe Zuteilerdrehzahl führt zu einer geringen Sichterdrehzahl. Andersherum ist eine niedrige Zuteilerdrehzahl mit einer hohen Sichterdrehzahl verbunden. Der Sollwert der Sichterdrehzahl wird anschließend in seinem Betrag und Gradienten begrenzt bevor mit dem Istwert der Sichterdrehzahl eine Regelabweichung gebildet wird. Der Ausgang des PI-Reglers wirkt auf den Elektromotor zum Antrieb des Sicherterrades.

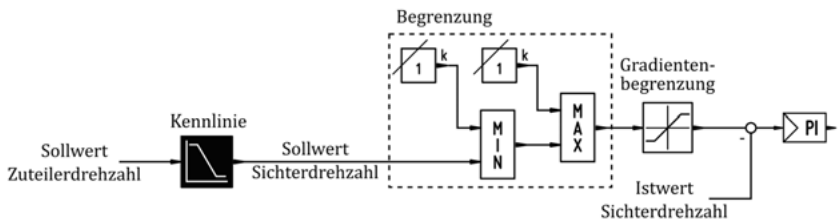


Abbildung 52: Vereinfachte Struktur der Sichterdrehzahlregelung im Referenzkraftwerk

In Abbildung 53 ist vereinfacht die Struktur der Mahlwalzendruckregelung dargestellt. Wie bei der Sichterdrehzahlregelung wird der Sollwert der Zuteilerdrehzahl mittels einer Kennlinie in einen neuen Sollwert umgerechnet. Beim Mahlwalzendruck ist diese Kennlinie monoton steigend. Eine hohe Zuteilerdrehzahl führt demnach zu einem hohen Mahlwalzendruck. Dem Sollwert des Mahlwalzendrucks wird eine Korrektur aufgeschlagen, welche sich aus dem Primärluftdruck vor dem Eintritt in die Kohlemühle ergibt. Die folgenden Begrenzungen des Sollwerts des Mahlwalzendrucks erfolgt analog zur Sichterdrehzahlregelung. Der Ausgang des PI-Reglers wirkt auf das entsprechende Hydraulikaggregat zur Aufbringung des hydraulischen Druckes.

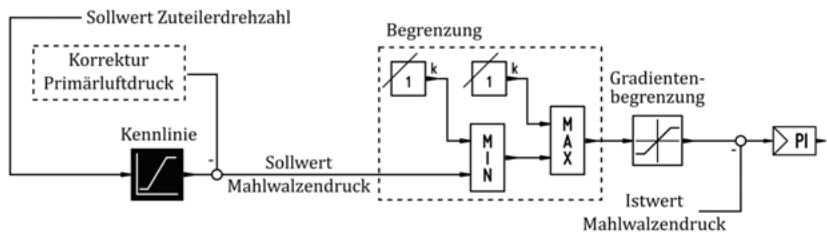


Abbildung 53: Vereinfachte Struktur der Mahlwalzendruckregelung im Referenzkraftwerk

In Abbildung 55 ist vereinfacht die Struktur der Regelung der Primärluftmenge dargestellt. Der Sollwert der Zuteilerdrehzahl wird wieder über eine monoton steigende Kennlinie in einen Sollwert des Primärluftmassenstroms umgerechnet. Nach der Übersteuerung, welche im Referenzkraftwerk im Auslegungszustand maximal 1 % beträgt, erfolgt die übliche Begrenzung des nun übersteuerten Sollwerts des Primärluftmassenstroms. Im folgen Abschnitt A.5 wird das Prinzip der Übersteuerung und die dafür notwendige Schaltung beschrieben. Der Ausgang des PI-Reglers wirkt auf die Stellung der entsprechenden Klappe in den Primärluftkanälen.

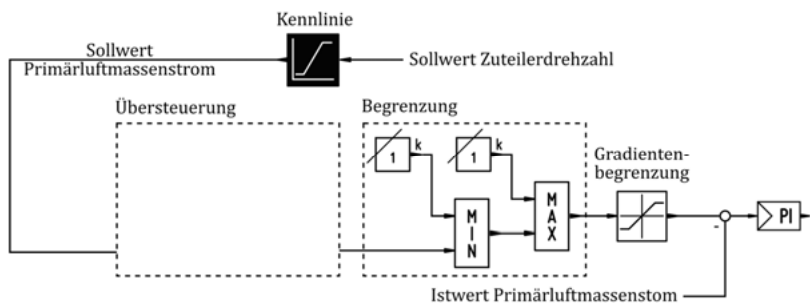


Abbildung 54: Vereinfachte Struktur der Primärluftmengenregelung im Referenzkraftwerk

## A.5. Prinzip der Übersteuerung

Leittechnisch wird eine Übersteuerung mit der in Abbildung 55 gezeigten Schaltung realisiert. Dem Sollwert wird ein übersteuerter Anteil aufgeschaltet, welcher aus der Parallelschaltung zweier PT1-Glieder mit unterschiedlichen Zeitkonstanten resultiert. Der Faktor  $k$  erlaubt zusätzlich die Gewichtung des Betrags der Übersteuerung. In Abbildung 56 ist das Zeitverhalten des oben gezeigten Systems für einen positiven und einen negativen Einheitssprung des Sollwerts dargestellt.

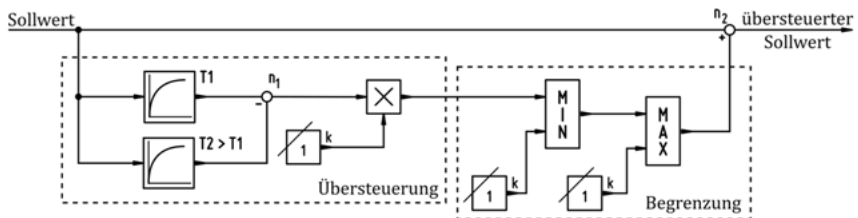


Abbildung 55: Schematische Darstellung einer der leittechnischen Umsetzung einer Übersteuerung

Die Übersteuerung beträgt für einen konstanten Sollwert initial 0. Wird der Sollwert hingegen variiert, ergibt sich am Knoten  $n_1$  der Betrag der Übersteuerung ungleich 0, welcher vorzeichenrichtig auf den Sollwert addiert wird. Der Übersteuerte Anteil klingt abhängig von der Kombination der Zeitkonstanten  $T_1$  und  $T_2$  ab, sofern der Sollwert auf dem neuen konstant auf dem neuen Niveau bleibt.

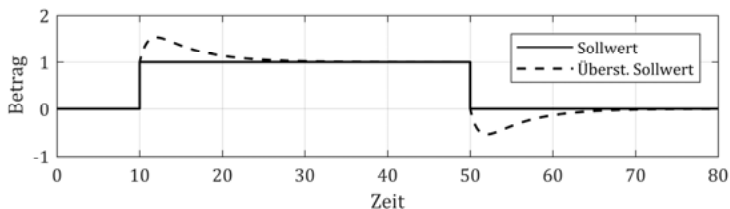


Abbildung 56: Beispiel Übersteuerung mit  $T_1 = 1$ ,  $T_2 = 10$ ,  $k = 1$



## Literatur

- [1] Richtlinie 2009/28/EG zur Förderung der Nutzung von Energien aus erneuerbaren Quellen., 2009.
- [2] Übereinkommen von Paris. Amtsblatt der Europäischen Union L282/4, 2016.
- [3] Gesetz für den Ausbau erneuerbarer Energien. (EEG), 2017.
- [4] AG Energiebilanzen e.V.: Stromerzeugung nach Energieträger 1990-2016. [Online] Verfügbar unter: <http://www.ag-energiebilanzen.de>. Zugriff am: 09.10.2017.
- [5] ENTSO-E (Hrsg.): SCENARIO OUTLOOK & ADEQUACY FORECAST. ENTSO-E. Brüssel, Belgien, 2015.
- [6] Pforte, R.: Untersuchungen zur Integration der fluktuierenden Windenergie in das System der Elektroenergieversorgung. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Karlsruhe, 2010.
- [7] Brauner, G. (Hrsg.): Erneuerbare Energie braucht flexible Kraftwerke. VDE, 2012.
- [8] Deutsche Energie-Agentur GmbH (Hrsg.): dena-Studie Systemdienstleistungen 2030: Sicherheit und Zuverlässigkeit einer Stromversorgung mit hohem Anteil erneuerbarer Energien. Berlin, 2014.
- [9] VGB PowerTech e.V. (Hrsg.): Kraftwerksbetrieb bei Einspeisung von Windparks und Photovoltaikanlagen. VGB Powertech, Universität Rostock. Rostock, 2012.
- [10] Deutsche Energie-Agentur GmbH (Hrsg.): dena-Netzstudie II: Integration erneuerbarer Energien in die deutsche Stromversorgung im Zeitraum 2015 – 2020 mit Ausblick 2025. Berlin, 2010.
- [11] Umweltbundesamt (Hrsg.): Energieziel 2050: 100% Strom aus erneuerbaren Quellen. Umweltbundesamt (UBA). Dessau-Roßlau, Jul. 2010.
- [12] Kersting, F.-J.: Modell der Brennstoffzerkleinerung für Regelungskonzepte in Kohlekraftwerken. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 1986.
- [13] Steinmetz, P.: Modellierung des Betriebsverhaltens von Walzenschüsselmühlen in Steinkohlekraftwerken. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 1991.

- [14] Meinke, S.: Modellierung thermischer Kraftwerke vor dem Hintergrund steigender Dynamikanforderungen aufgrund zunehmender Windenergie- und Photovoltaikspeisung. Dissertation, Lehrstuhl für Technische Thermodynamik. Universität Rostock. Rostock, 2012.
- [15] Hübel, M.: Verbesserung des transienten Betriebsverhaltens und der Systemdienstleistungsbereitstellung thermischer Kraftwerke mittels dynamischer Simulation. Dissertation, Lehrstuhl für Technische Thermodynamik. Universität Rostock. Rostock, 2016.
- [16] Brunnemann, J. *et al.*: Status of ClaRaCCS: Modelling and Simulation of Coal-Fired Power Plants with CO<sub>2</sub> Capture; in: 9th International MODELICA Conference, Munich, Germany, 2012, S. 609–618.
- [17] Modelica Association: Modelica® - A Unified Object-Oriented Language for Systems Modeling: Language Specification. Version 3.4. Linköping, Schweden, 2017. [Online] Verfügbar unter: [www.modelica.org](http://www.modelica.org).
- [18] Niemczyk, P.; Dimon Bendtsen, J.; Peter Ravn, A.; Andersen, P.; Søndergaard Pedersen, T.: Derivation and validation of a coal mill model for control. *Control Engineering Practice*, Jg. 20, Nr. 5, S. 519–530, 2012.
- [19] Zindler, H.: Maximaler Gradienten des Leistungssollwerts. Gespräch.
- [20] Effenberger, H.: Dampferzeugung. Berlin: Springer, 2000.
- [21] Lobscheid, H.: Dampf. Babcock-Handbuch, 4. Aufl. Essen: Vulkan-Verlag, 1965.
- [22] Strauß, K.: Kraftwerkstechnik. Zur Nutzung fossiler, nuklearer und regenerativer Energiequellen, 6. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009.
- [23] Schneider, G.: Die Walzenschüsselmühle MPS für die Vermahlung von Steinkohle. *Aufbereitungs-Technik*, Nr. 9, S. 537–549, 1971.
- [24] Gehrke, B.: Betrachtungen zur Auslegung von Kohlemühlen. *Aufbereitungs-Technik*, Nr. 10, S. 539–544, 1979.
- [25] Höfl, K.: Zerkleinerungs- und Klassiermaschinen. Berlin: Springer, 1986.
- [26] Schüler, U.: Mahltrocknung mit Federrollenmühlen unter besonderer Berücksichtigung von Schüsselmühlen. *Aufbereitungs-Technik*, Nr. 8, S. 401–408, 1975.

- 
- [27] Lehmann, H.: Handbuch der Dampferzeugerpraxis. Grundlagen und Betrieb, 4. Aufl. Gräfelting, Herrsching: Resch; Energie & Management-Verlagsgesellschaft GmbH, 2000.
- [28] Brandt, F.: Dampferzeuger. Kesselsysteme, Energiebilanz, Strömungstechnik. Essen: Vulkan-Verl., 1992.
- [29] Cortinovis, A.; Mercangöz, M.; Mathur, T.; Poland, J.; Blaumann, M.: Nonlinear coal mill modeling and its application to model predictive control. *Control Engineering Practice*, Jg. 21, Nr. 3, S. 308–320, 2013.
- [30] Agrawal, V.; Panigrahi, B. K.; Subbarao, P. M. V.: A unified thermo-mechanical model for coal mill operation. *Control Engineering Practice*, Jg. 44, S. 157–171, 2015.
- [31] Wei, J.-L.; Wang, J.; Wu, Q. H.: Development of a Multisegment Coal Mill Model Using an Evolutionary Computation Technique. *IEEE Trans. On Energy Conversion*, Jg. 22, Nr. 3, S. 718–727, 2007.
- [32] Broadbent, S. R.; Callcott, T. G.: Coal Breakage Processes I / II: A New Analysis of Coal Breakage / A Matrix Representation of Breakage. *Journal of the Institute of Fuel*, Nr. 29, S. 524–539, 1956.
- [33] Broadbent, S. R.; Callcott, T. G.: Coal Breakage Processes III / IV: The Analysis of the Coal Transport System / Analysis of closed-circuit Grinding. *Journal of the Institute of Fuel*, Nr. 30, 1957.
- [34] Austin, L. G.; Luckie, P. T.: An Analysis of Ball-and-Race Milling: Part I: The Hardgrove Mill. *Powder Technology*, Nr. 29, S. 263–275, 1981.
- [35] Austin, L. G.; Luckie, P. T.: An Analysis of Ball-and-Race Milling: Part II: The Babcock E 1.7 Mill. *Powder Technology*, Nr. 33, S. 113–125, 1981.
- [36] Austin, L. G.; Luckie, P. T.: An Analysis of Ball-and-Race Milling: Part III: Scale-up to Industrial Mills. *Powder Technology*, Nr. 33, S. 127–134, 1981.
- [37] Robinson, G. F.: A Model of the transient operation of a coal pulverizer. *Journal of the Institute of Energy*, LVIII, Nr. 435, S. 51–63, 1985.
- [38] Päucker, W.: Gekoppelte Mühlen- und Feuerraumsimulation. Düsseldorf: VDI Verlag GmbH.
- [39] Zhou, G.; Si, J.; Taft, C. W.: Modeling and Simulation of C-E Deep Bowl Pulverizer. *IEEE Trans. On Energy Conversion*, Jg. 15, Nr. 3, S. 312–322, 2000.

- [40] Sato, K.; Meguri, N.; Shoji, K.: Breakage of Coals in ring-roller mills. Part I: The breakage properties of various coals and simulation model to predict steady-state mill performance. *Powder Technology*, Nr. 86, S. 275–283, 1996.
- [41] Shoji, K.; Meguri, N.; Sato, K.: Breakage of coals in ring-roller mills. Part II: An unsteady-state simulation model. *Powder Technology*, Nr. 99, S. 46–52, 1998.
- [42] Thiel, J.-P.: Korngrößenverteilung von Rohkohle und Feinmahlgut. Gespräch.
- [43] Adrian, F.; Quittek, C.; Wittchow, E.: Fossil beheizte Dampfkraftwerke. Grärfeling: Technischer Verlag Resch, 1986.
- [44] Austin, L. G.; Klimpel, R. R.: The Theory of Grinding Operations. *Industrial and Engineering Chemistry*, Jg. 56, Nr. 11, S. 18–29, 1964.
- [45] Gardener, R. P.; Austin, L. G.: Chemical Engineering Treatment of Batch Grinding: Part 1: A Radioactive Tracer Technique for the Determination of Breakage Functions; in: 1. Europäisches Symposium Zerkleinern, Frankfurt, 1962, S. 217–248.
- [46] Austin, L. G.; Luckie, P. T.: Methods of Determination of Breakage Distribution Parameters. *Powder Technology*, Nr. 5, S. 215–222, 1971.
- [47] Austin, L. G.; Bhatia, V. K.: Experimental Methods for Grinding Studies in Laboratory Mills. *Powder Technology*, Nr. 5, S. 261–266, 1971.
- [48] Peterson, T. W.; Scotto, M. V.: Comparison of Comminution Data with Analytical Solutions of the Fragmentation Equation. *Powder Technology*, Nr. 45, S. 87–93, 1985.
- [49] Sligar, N. J.: Size Reduction Function for a Roll Passing over a Bed of Coal; in: 4th Tewksbury Symposium, Melbourne, Australien, 1979.
- [50] Werner, V.; Schönert, K.: Lab-scale roller table mill for investigating the grinding behaviour of coal. *Powder Technology*, Nr. 105, S. 30–38, 1999.
- [51] Tomas, J.: Partikelmechanik und Schüttguttechnik. Vorlesungsunterlagen. Magdeburg, 2015.
- [52] Schulze, D.: Pulver und Schüttgüter. Fließeigenschaften und Handhabung, 3. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2014.
- [53] Stieß, M.: Mechanische Verfahrenstechnik - Partikeltechnologie 1, 3. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009.
- [54] Junga, R.; Mateuszuk, S.; Pospolita, J.: Investigations into the movement of milled medium in the bowl of a ring-roller mill. *Powder Technology*, Nr. 191, S. 61–71, 2009.

- 
- [55] Tomas, J.: Mechanische Verfahrenstechnik. Vorlesungsunterlagen. Magdeburg, 2014.
- [56] Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen: VDI-Wärmeatlas. Mit 320 Tabellen, 11. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2013.
- [57] Tomas, J.: Mechanische Trennprozesse. Vorlesungsunterlagen. Magdeburg, 2008.
- [58] Bohnet, M. (Hrsg.): Mechanische Verfahrenstechnik, 1. Aufl. Weinheim: WILEY-VCH, 2007.
- [59] Schmidt-Holthausen, H.-J.: Die Auswirkung der thermischen Trocknung auf die Verkokbarkeit von Steinkohlen. Dissertation. TH Aachen. Aachen, 1966.
- [60] McIntos, M. J.: Mathematical model of drying in a brown coal mill system. 2. Testing of model. *Fuel*, Jg. 55, Nr. 1, S. 53–58, 1976.
- [61] McIntosh, M. J.: Mathematical model of drying in a brown coal mill system. 1. Formulation of model. *Fuel*, Jg. 55, Nr. 1, S. 47–52, 1976.
- [62] Kather, A. *et al.*: DYNCAP: Dynamische Untersuchung von Dampfkraftprozessen mit CO<sub>2</sub>-Abtrennung zur Bereitstellung von Regelernergie. Abschlussbericht des Verbundvorhabens. Hamburg, 2015.
- [63] mic - measuring ideas consulting: Messprinzip des mic-Sensors. Lübeck, 2004.
- [64] Press, W. H.: Numerical recipes. The art of scientific computing, 3. Aufl. Cambridge: Cambridge University Press, 2007.
- [65] Rapp, H.: Messung des Kohlenstaubmassenstroms; Einbauposition des Sensors. Gespräch.
- [66] Zindler, H.: Qualität der Kohlenstaubmassenstrommessung. Gespräch.
- [67] Thiel, J.-P.: Umlaufzahlen innerhalb einer Kohlemühle. Gespräch.
- [68] Husemann, K.: Modellierung des Sichtprozesses am Abweiseradsichter. *Aufbereitungs-Technik*, Jg. 31, Nr. 7, S. 359–366, 1990.
- [69] Braune, J.: Numerische Simulation des transienten Kraftwerksbetriebs im Kontext steigender fluktuierender Einspeisung Regenerativer Energien. Dissertation in Vorbereitung, Institut für Energietechnik. Technische Universität Hamburg. Hamburg, 2018.
- [70] Klefenz, G.: Die Regelung von Dampfkraftwerken, 4. Aufl. Mannheim: BI-Wiss.-Verl., 1991.

- [71] Verband der Netzbetreiber - VDN: TransmissionCode 2007: Netz- und Systemregeln der deutschen Übertragungsnetzbetreiber. Version 1.1. Berlin, Aug. 2007.
- [72] Union for the Co-ordination of Transmission of Electricity: Continental Europe Operation Handbook. Brüssel, Belgien, 2004.
- [73] Verband der Netzbetreiber - VDN: PQ-Bedingungen: Präqualifikationsverfahren für Regelreserveanbieter (FCR, aFRR, mFRR) in Deutschland. Version 1.0, Okt. 2018.
- [74] Koltermann, J.; Meinke, S.; Prause, H.; Hübel, M.; Hassel, E.: Bewertung der dynamischen Fahrweise eines Braunkohlekraftwerks mithilfe von zeitlich hochaufgelösten Messdaten und eines instationären Prozessmodells; in: Kraftwerkstechnik 2018, Dresden, 2018, S. 215–227.
- [75] Lunze, J.: Regelungstechnik I. Systemtheoretische Grundlagen, Analyse und Entwurf einschleifiger Regelungen, 10. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2014.
- [76] Zindler, H.: Erprobung modellgestützter Leistungskorrekturregler zur Optimierung der Sekundärregelfähigkeit. Dresden, 17.10.2017.
- [77] VDI-Gesellschaft Energie und Umwelt: Statusreport 2013 Fossil befeuerte Großkraftwerke in Deutschland: Stand, Tendenzen, Schlussfolgerungen, 2013.
- [78] van den Bergh, K.; Delarue, E.: Cycling of conventional power plants: Technical limits and actual costs. *Energy Conversion and Management*, Jg. 97, S. 70–77, 2015.

# Lebenslauf

## Persönliche Daten

Name:	Scheffler
Vorname:	Jan Claas
Geburtsdatum:	3. April 1989
Geburtsort:	Lübeck

## Beruflicher Werdegang

09/2015 – 09/2019	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Energietechnik Technische Universität Hamburg
-------------------	--

## Studium

10/2012 – 04/2015	Studium des Maschinenbaus mit der Vertiefungsrichtung Energietechnik Technische Universität Hamburg Abschluss: Master of Science
10/2008 – 04/2012	Studium des Maschinenbaus Technische Universität Hamburg Abschluss: Bachelor of Science

## Schulbildung

08/1999 – 06/2008	Carl-Jacob-Burckhardt-Gymnasium, Lübeck
08/1995 – 07/1999	Grundschule Lübeck-Niendorf





# Werden Sie Autor im VDI Verlag!

## Publizieren Sie in „Fortschritt- Berichte VDI“



Veröffentlichen Sie die Ergebnisse Ihrer interdisziplinären technikorientierten Spitzenforschung in der renommierten Schriftenreihe **Fortschritt-Berichte VDI**. Ihre Dissertationen, Habilitationen und Forschungsberichte sind hier bestens platziert:

- **Kompetente Beratung und editorische Betreuung**
- **Vergabe einer ISBN-Nr.**
- **Verbreitung der Publikation im Buchhandel**
- **Wissenschaftliches Ansehen der Reihe Fortschritt-Berichte VDI**
- **Veröffentlichung mit Nähe zum VDI**
- **Zitierfähigkeit durch Aufnahme in einschlägige Bibliographien**
- **Präsenz in Fach-, Uni- und Landesbibliotheken**
- **Schnelle, einfache und kostengünstige Abwicklung**

**PROFITIEREN SIE VON UNSEREM RENOMMEE!**

[www.vdi-nachrichten.com/autorwerden](http://www.vdi-nachrichten.com/autorwerden)

VDI verlag

## Die Reihen der Fortschritt-Berichte VDI:

- 1 Konstruktionstechnik/Maschinenelemente
  - 2 Fertigungstechnik
  - 3 Verfahrenstechnik
  - 4 Bauingenieurwesen
- 5 Grund- und Werkstoffe/Kunststoffe
  - 6 Energietechnik
  - 7 Strömungstechnik
- 8 Mess-, Steuerungs- und Regelungstechnik
  - 9 Elektronik/Mikro- und Nanotechnik
  - 10 Informatik/Kommunikation
  - 11 Schwingungstechnik
- 12 Verkehrstechnik/Fahrzeugtechnik
  - 13 Fördertechnik/Logistik
- 14 Landtechnik/Lebensmitteltechnik
  - 15 Umwelttechnik
  - 16 Technik und Wirtschaft
  - 17 Biotechnik/Medizintechnik
  - 18 Mechanik/Bruchmechanik
  - 19 Wärmetechnik/Kältetechnik
- 20 Rechnerunterstützte Verfahren (CAD, CAM, CAE CAQ, CIM ...)
  - 21 Elektrotechnik
  - 22 Mensch-Maschine-Systeme
  - 23 Technische Gebäudeausrüstung

ISBN 978-3-18-362206-1