

Fortschritt-Berichte VDI

VDI

Reihe 8

Mess-,
Steuerungs- und
Regelungstechnik

Nr. 1260

Dipl.-Ing. Andreas Fischer,
Mattstedt

Quantitative Erfassung der Spülwirkung während der Vakuumbehandlung von Stahlschmelzen



Professur für Automatisierungstechnik

Professur für Prozessdatenverarbeitung
und Systemanalyse

Institut für Automatisierungstechnik der
Helmut-Schmidt-Universität /
Universität der Bundeswehr Hamburg

Quantitative Erfassung der Spülwirkung während der Vakuumbehandlung von Stahlschmelzen

Der Fakultät für Maschinenbau
der Helmut–Schmidt–Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg

zur Erlangung des akademischen Grades
eines Doktor–Ingenieurs vorgelegte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Andreas Fischer

aus Apolda

Hamburg 2018

Tag der mündlichen Prüfung: 12.01.2018

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. K. Krüger
Helmut-Schmidt-Universität
Universität der Bundeswehr Hamburg
Fakultät für Maschinenbau
Professur für Prozessdatenverarbeitung und Systemanalyse

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Bernd Niemeyer
Helmut-Schmidt-Universität
Universität der Bundeswehr Hamburg
Fakultät für Maschinenbau
Professur für Verfahrenstechnik, insbesondere Stofftrennung

Ein hartnäckiger Begleiter der Erkenntnis ist die Unwissenheit über die eigene Unwissenheit.

Stanislaw Lem (1921 – 2006)

Fortschritt-Berichte VDI

Reihe 8

Mess-, Steuerungs-
und Regelungstechnik

Dipl.-Ing. Andreas Fischer,
Mattstedt

Nr. 1260

Quantitative Erfassung
der Spülwirkung während
der Vakuumbehandlung
von Stahlschmelzen



Professur für Automatisierungstechnik

Professur für Prozessdatenverarbeitung
und Systemanalyse

Institut für Automatisierungstechnik der
Helmut-Schmidt-Universität/
Universität der Bundeswehr Hamburg

Fischer, Andreas

Quantitative Erfassung der Spülwirkung während der Vakuumbehandlung von Stahlschmelzen

Fortschr.-Ber. VDI Reihe 08 Nr. 1260. Düsseldorf: VDI Verlag 2018.

170 Seiten, 108 Bilder, 20 Tabellen.

ISBN 978-3-18-526008-7, ISSN 0178-9546,

€ 62,00/VDI-Mitgliederpreis € 55,80.

Für die Dokumentation: Vakuumbehandlung von Stahlschmelzen – Labormodell – Leckageerkennung – spektrale Analyse – Druck – Schwingungsmessung – Wasserstoffentgasungsmodell – Prozessanalyse

Forschungsgegenstand dieser Arbeit ist die Untersuchung, inwieweit durch eine geeignete Druck und Schwingungsmessung die Beurteilung der wirksamen Spülgasmenge und der daraus resultierenden Spülwirkung bei der sekundärmetallurgischen Behandlung von Stahlschmelzen möglich ist. Da eine direkte Messung der Spülgasmenge in der Spüldüse aufgrund der Umgebungsbedingungen schwer zuverlässig durchführbar ist, können mögliche Leckagen die tatsächliche Rührleistung stark verringern. Anhand eines Laborspülstands werden geeignete Messgrößen für die Bewertung des effektiven Volumenstromes identifiziert und anschließend auf den Einsatz im Stahlwerk übertragen. Für die Bewertung und Dimensionierung der erstellten Modellberechnungen wird die Modellierung des Wasserstoffgehalts der Schmelzen genutzt. Diese Arbeit zeigt, dass diese Modellierung von Prozessgrößen auch geeignet ist, um Einflüsse und Eingriffe in den Prozess zu bewerten und somit zur Optimierung von Verfahrensabläufen eingesetzt werden kann.

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 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.

Dissertation
Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg

© VDI Verlag GmbH · Düsseldorf 2018

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 0178-9546

ISBN 978-3-18-526008-7

Geleitwort der Herausgeber

Die Automatisierungstechnik ist ein komplexes und vielfältiges wissenschaftliches Gebiet. Am Institut für Automatisierungstechnik der Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg wird zum einen die Entwicklung neuer automatisierungstechnischer Methoden vorangetrieben, zum anderen wird die systemtheoretische Analyse komplexer technischer Prozesse verfolgt, einschließlich der darauf aufbauenden Automatisierung. Die erfolgreiche Umsetzung der erzielten theoretischen Ergebnisse, insbesondere im Rahmen der industriellen Wertschöpfung, ist das Ziel des ingenieurwissenschaftlichen Wirkens und zugleich Gradmesser für seinen Erfolg. Der Prozess der Stahlerzeugung ist seit vielen Jahren Gegenstand der wissenschaftlichen Arbeit am Institut. Insbesondere mit Hilfe mathematischer Modellbildung gelang es wesentliche Prozessschritte formal zu beschreiben und darauf aufbauend entsprechende Regelungen zu entwickeln.

Herr Dr. Fischer hat in seiner Dissertation das Spülen des flüssigen Stahls in der Pfanne betrachtet. Vorbereitend führte er Studien im Labor durch, anschließend wandte er sich einem Produktionsaggregat im Stahlwerk zu. Anhand einer detaillierten Analyse hochaufgelöster Druck- und Körperschallsignale gelang es ihm, quantitative Kenngrößen zur Beschreibung des Prozesszustandes zu entwickeln. Dies ermöglicht heute ein präziseres Fahren dieses für die Erzeugung hochwertiger Stahlgüten erforderlichen Prozessschrittes.

Die Arbeit entstand in Zusammenarbeit mit der Hüttenwerke Krupp Mannesmann GmbH.

Die Herausgeber danken den Hüttenwerken Krupp Mannesmann, insbesondere Herrn Dr. Weinberg, für die Förderung der Arbeit sowie dem VDI-Verlag für die Möglichkeit einer breiten Veröffentlichung der Ergebnisse.

Prof. Dr.-Ing. Klaus Krüger

Prof. Dr.-Ing Alexander Fay

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Automatisierungstechnik an der Professur für Prozessdatenverarbeitung und Systemanalyse der Helmut Schmidt Universität, Universität der Bundeswehr Hamburg in Zusammenarbeit mit den Hüttenwerken Krupp Mannesmann GmbH.

Die wissenschaftliche Betreuung erfolgte durch Herrn Prof. Dr.-Ing. Klaus Krüger, dem ich für das entgegengebrachte Interesse, das wissenschaftliche Engagement und den vielen wertvollen Ratschlägen und Anregungen bei der Durchsicht meines Manuskriptes herzlich danken möchte.

Herrn Prof. Dr. rer. nat. habil. Markus Bause gilt mein Dank für die Übernahme des Prüfungsvor- sitzes und Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernd Niemeyer für die freundliche Übernahme des Korreferates und den in diesem Zusammenhang entstandenen Diskussionen.

Den Mitarbeitern der Hüttenwerke Krupp Mannesmann GmbH sei herzlich für die hervorragende Zusammenarbeit gedankt. Insbesondere Herrn Dr.-Ing Matthias Weinberg sei für die vielen interessanten Diskussionen und Anregungen gedankt. Ebenfalls bedanke ich mich für die Unterstützung und unkomplizierte Hilfestellungen bei den Herausforderungen, welche sich bei den Arbeiten in einem Stahlwerk ergaben bei Herrn Dr.-Ing. Marco Knepper und Frau Dipl.-Ing Katrina Steindor.

Mein aufrichtiger Dank gilt auch allen Mitarbeitern des Instituts für ihre Hilfsbereitschaft und Unterstützung.

Ganz besonderen Dank gilt es noch meiner Familie und meinen Freunden auszusprechen, die mich stets unterstützt haben. Insbesondere Frau Prof. Dr. Sylvia Bös und Herr Dr.-Ing Henry Romanus möchte ich an dieser Stelle für die Unterstützung bei der Korrektur meines Manuskripts danken.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis	VII
1 Einleitung	1
2 Spülen von Stahlschmelzen	4
2.1 Anforderungen an die Pfannenmetallurgie	4
2.2 Arten des Spülens	5
2.3 Beurteilung der Spülwirkung	6
2.4 Versuchsaufbau am Realspülstand	11
3 Labormodell	12
3.1 Dimensionierung des Modells	12
3.1.1 Rohrströmung	13
3.1.2 Spülgefäß	19
3.1.3 Düse	23
3.2 Auslegung des dimensionierten Modells	26
3.2.1 Sensorbestückung des Laborspülstandes	26
3.2.2 Gestaltung der Düsen	27
3.2.3 Gestaltung des Spülgefäßes	28
3.3 Experimentelle Ergebnisse des Labormodells	29
3.3.1 Leckage in den Zuleitungen	30
3.3.2 Leckagerohr mit Sägespalt	30
3.3.3 Leckagerohr mit drei Bohrungen	31
3.3.4 Dämpfungsverhalten	34
3.3.5 Vergleich der Position der Düse	35
3.3.6 Einflussfaktor Durchfluss	38
3.3.7 Variation des Füllstandes	42
3.3.8 Einfluss der Düsengeometrie	44
3.3.9 Simulation der Schlacke	50
3.3.10 Spülerdichterkennung	53
3.3.11 Reinheitsgradspülen	57
3.4 Zusammenfassung der Ergebnisse aus den Laborversuchen	59
4 Ergebnisse am Realspülstand	62
4.1 Planung am Realspülstand	62
4.2 Versuche mit leeren Pfannen	64
4.3 Spektrale Analyse der Messsignale von Körperschall- und Drucksensoren	68
4.4 Körperschallmodell	75

4.5	Druckmodell	80
4.5.1	Leckageerkennung	80
4.5.2	Spülerdichterkennung anhand der Druckdaten	90
4.6	Bewertung der Spülwirkung	94
4.6.1	Bewertung über Spülleistungsberechnung	94
4.6.2	Wasserstoffentgasungsmodell	97
4.6.2.1	Adaption des Wasserstoffmodells an einem Realspülstand	106
4.6.2.2	Wasserstoffmodell zur Prozessbeurteilung	116
4.6.2.3	Bewertung des Kammerdrucks	117
4.6.2.4	Bewertung des Durchflusses	120
4.6.2.5	Bewertung des Leckagemodells	122
4.6.2.6	Bewertung des Spülerdichtmodells	124
4.6.2.7	Bewertung des ferrostaticischen Drucks	126
4.6.2.8	Bewertung des Körperschallmodells	128
4.6.2.9	Wasserstoffmodell zur Echtzeitanalyse	129
4.6.3	Vergleichende Spülerbewertung	130
4.6.4	Bewertung einzelner Prozessabschnitte	133
4.6.4.1	Vorlauf sowie Einsetzen der Pfanne	133
4.6.4.2	Anspülen	134
4.6.4.3	Leckagetest	134
4.6.4.4	Reinheitsgradspülen	135
4.6.4.5	Spülunterbrechung	135
4.6.5	Stögrößen	136
4.6.5.1	Druck	136
4.6.5.2	Körperschall	137
5	Zusammenfassung und Ausblick	138
Anhang		142
A.1	Tabellen	142
A.2	Tafeln	143
A.3	Monte Carlo Methode	144
A.4	Abstandsmodell als Bewertungskriterium	145
A.5	Verfahrensbeschreibung des Wasserstoffmodells	148
Literaturverzeichnis		150

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Abkürzungen

A.	Anhang
at%	Atomprozent
DDD	Durchfluss–Druck–Diagramm
EPS	expandiertes Polystyrol
FEM	Finite Elemente Methode
FFT	schnelle Fourier–Transformation
FWHM	Halbwertsbreite
HKM	Hüttenwerke Krupp Mannesmann GmbH
Ks	Körperschall
Max.	Maximum
MFC	Massendurchflussregler
Min.	Minimum
norm.	normiert
PMMA	Polymethylmethacrylat
Pos.	Position
ppm	Teile von einer Million (bezogen auf das Gewicht)
RMS	quadratischer Mittelwert
SGM	Spülgasmenge nach dem Bewertungssystem der HKM
SNR	Signal–zu–Rausch–Verhältnis
SNR_{norm}	normiertes Signal–zu–Rausch–Verhältnis
Tab.	Tabelle
TWB	Temperaturwechselbelastung
VM	Verbrauchsmenge an Spülgas
vol%	Volumenprozent
wt%	Gewichtsprozent

Symbole

A	Querschnittsfläche
A_b	Phasengrenzfläche der Spülgasblasen
A_f	Faktor der Arrhenius–Gleichung
a	Proportionalitätskonstante
a_H	Aktivität des Wasserstoffs
a_{Ks}	Körperschallsignal
$a_{Ks_{max}}$	Änderungsgrenze des Effektivwerts des Körperschallmesswerts in %

b	Skalierungsfaktor
c_H	Wasserstoffgehalt
$c_{H_{\max}}$	maximaler Wasserstoffgehalt
$c_{H_{\min}}$	Wasserstoffgehalt im Gleichgewicht
$c_{H_{\text{Start}}}$	Startwert des Wasserstoffgehalts
c	Schallgeschwindigkeit
c_p	spezifische Wärme bei konstantem Druck
c_v	spezifische Wärme bei konstantem Volumen
D	Dämpfungsfaktor der PT1-Filterung
d	Durchmesser
\bar{d}	Mittelwert der Verteilungsfunktion
d_{10-90}	Spannweite der Verteilungsfunktion zwischen 10 % und 90 % der Messwerte
d_{100}	Spannweite der Verteilungsfunktion der Messwerte
d_b	Blasendurchmesser
$d_{\text{Düse}}$	Düsendurchmesser
d_g	Gefäßdurchmesser
d_r	Rohrdurchmesser
d_S	Kernspaltabstand
e_B	Einstellgröße nach Buckingham [1]
η	dynamische Viskosität
η_H	Wirkungsgrad aus dem Wasserstoffentgasungsmodell
E_A	Aktivierungsenergie
Eo	Eötvös-Zahl
f	Frequenz
f_g	Grenzfrequenz
f_{Hieb}	Hiebtonfrequenz
f_m	Oktavmittelfrequenz
f_p	Spitzenfrequenz
f_s	Schneidentonfrequenz
g	Erdbeschleunigung ($g = 9,81 \text{ m/s}^2$)
γ	Oberflächenspannung
g_B	Grundgröße nach Buckingham [1]
h	Höhe
h_g	Höhe des Spülgefäßes
h_M	Füllstand des Spülgefäßes
I_{Dicht}	Spülerdichtindex
I_{Druck}	Druckindex
I_{Leck}	Leckageindex
k	Reaktionsgeschwindigkeitskonstante
K_H	Gleichgewichtskonstante für Wasserstoff

k_n	Modal-Faktor (mit $n \in \mathbb{N}$)
k_{Var}	Variationskoeffizient
κ	Adiabatenexponent
L	spezifische Länge (Verhältnis von Volumen zu Oberfläche)
l	Länge
λ	Wellenlänge
ΔL_A	A-Bewertung nach Tabelle A.1
L_B	Grundgröße Länge nach Buckingham [1]
l_r	Rohrlänge
$\Delta L_{W\text{fm}}$	Pegeldifferenz
L_{Wi}	innerer Schallleistungspegel
L_{Wokt}	Oktavband-Schallleistungspegel
m	Masse
Ma	Machzahl
M_B	Grundgröße Masse nach Buckingham [1]
Mo	Morton-Zahl
N	spezifische Gaskonstante
ν	kinematische Viskosität
ν_G	kinematische Viskosität des Spülgases
ν_M	kinematische Viskosität der Schmelze
Oh	Ohnesorge-Zahl
p	Druck in bar
\bar{p}	Mittelwert des Drucksignals in bar
p_{abs}	absoluter Druck
$p_{\text{Düse}}$	Leitungsdruck an der Düse bzw. Spülstein in bar
p_{dyn}	dynamischer Druck
p_{ferro}	Ferrostaticcher Druck in bar
p_{ges}	Gesamtdruck
p_g	Grenzdruck für die Berechnung des Körperschallmodells in bar
p_{H_2}	Wasserstoffpartialdruck
p_{hydro}	hydrostatischer Druck in bar
π_B	dimensionslose Kennzahlen nach Buckingham [1]
p_{of}	Kammerdruck in bar
\bar{p}_{RMS}	quadratischer Mittelwert des Drucksignals in bar
p_{Stau}	Gesamtdruck
r	Radius
R	universelle Gaskonstante ($R = 8,314 \text{ J/mol K}$)
R_B	Streubreite
R^2	Bestimmtheitsmaß
Re	Reynolds-Zahl
Re_b	Blasen-Reynolds-Zahl

Re_{krit}	kritische Reynolds-Zahl
ρ	Dichte
ρ_G	Dichte des Spülgases
ρ_M	Dichte der Schmelze
σ	Standardabweichung
St	Strouhal-Zahl
T_0	Labortemperatur ($T_0 = 293$ K)
T_B	Grundgröße Zeit nach Buckingham [1]
T	Temperatur
T_m	Temperatur der Stahlschmelze
v_G	Strömungsgeschwindigkeit des Gases
v_b	Aufstiegsgeschwindigkeit der Blase
V_0	Zeitkonstante für Wasserstoffentfernung
\dot{V}	Volumenstrom
Var	Varianz
\dot{V}_{calc}	berechneter Volumenstrom
V_g	Volumen des Spülgefäßes
V_G	Verbrauchsmenge des Spülgases
\dot{V}_D	Volumenstrom des Spülgases aus dem Druckmodell berechnet
\dot{V}_G	Volumenstrom des Spülgases
\dot{V}_{KS}	Volumenstrom des Spülgases aus dem Körperschallmodell berechnet
\dot{V}_{Leck}	Leckagestrom des Spülgases
\dot{V}_{SGM}	Volumenstrom des Spülgases aus dem Bewertungsmodell des Stahlwerkes
V_M	Volumen der Schmelze
V_N	molares Volumen ($V_N = 22,414$ L/mol)
V_{spez}	spezifisches Spülgasvolumen
We	Weber-Zahl
Z	Realgasfaktor

1 Einleitung

Klabund schrieb in seiner Sommerrelegie: „Deutschland ist untergegangen in einem Bad von Stahl“ [2]. Wäre dies der Fall, so würde uns flüssiger Stahl mit einer Temperatur von über 1600 °C umgeben. Auch wenn dies eine Metapher ist, so ist unser moderner Alltag ohne diesen Werkstoff kaum vorstellbar. Stahl begleitet uns mittelbar zum Beispiel als Konstruktionswerkstoff in der Bau- und Automobilindustrie. Unmittelbar findet er seinen Einsatz in der Herstellung als Werkstoff für Spritzgießformen für die Verarbeitung von Thermoplasten, in Bearbeitungsmaschinen wie Walzen bis hin zu Nadeln in der Bekleidungsindustrie. Diese vielfältigen Anwendungsbereiche mit ihren ebenfalls hohen Anforderungen an die Stahlgüte erfordern eine hohe Genauigkeit der Zusammensetzung und Reinheit des Stahls. Defekte, insbesondere Verunreinigungen, Einschlüsse und Schadgase können die Qualität des Stahls beeinträchtigen und müssen im Herstellungsprozess entfernt werden [3].

Der in Deutschland erzeugte Rohstahl wird zu etwa zwei Dritteln über das Hochofen–Konverter–Route überwiegend aus Primärrohstoffen sowie zu einem Drittel über die Elektrostahlroute überwiegend aus Sekundärrohstoffen erzeugt [4]. Bei dem dieser Arbeit zu Grunde liegenden Produktionsprozess handelt es sich um die Hochofen–Konverter–Route. Im Hochofen wird Eisenoxid in Form von Eisenerz mittels Kohle reduziert. Das sich bildende Roheisen weist einen Kohlenstoffgehalt von etwa zwei bis sieben Gewichtsprozent auf. Dieses Roheisen ist spröde und somit nicht schmiedbar. Der überschüssige Kohlenstoff wird durch das Frischen im Konverter, dem Einblasen von Sauerstoff, entfernt. Hierbei erfolgt ebenfalls die Einstellung der für die weitere Behandlung bis zum Gießen notwendigen Überhitzung der Schmelze sowie eine erste Einstellung der Zielgehalte der Legierungsstoffe. Im Konverter ist das Einstellen der gewünschten chemischen Zusammensetzung nur unzureichend möglich. Insbesondere das Legieren von stark oxidierenden Liganden oder das Entfernen von Schadgasen erfordern besondere Prozessumstände wie Schutzgas oder einen verringerten Druck der Atmosphäre. Auch das Ändern des Schlackesystems für die Anforderungen der während der sekundärmetallurgischen Prozesse notwendigen chemischen und physikalischen Reaktionen wird durch ein Umfüllen der Schmelze aus dem Konverter in eine Pfanne begünstigt [5]. Ein für die Entfernung von Schadgasen wesentlicher Prozessbestandteil der sekundärmetallurgischen Behandlung von Stahlschmelzen stellt die Vakuumbehandlung dar. Dabei ist das spezifische Spülgasvolumen eine der bedeutenden Prozessgrößen. Aufgrund der Umgebungsbedingungen ist eine direkte Messung der wirksamen Spül-

gasmenge beim Austritt aus der Spüldüse nicht zuverlässig durchführbar. So können mögliche auftretende Leckagen die Rührleistung stark verringern und zu einer Fehlbewertung der Spülleistungsberechnung führen [6].

Seit den 1950er Jahren werden Untersuchungen zur Verbesserung des Spülverhaltens in der sekundärmetallurgischen Behandlung von Stahlschmelzen durchgeführt. Hierfür ist es notwendig, das Spülverhalten zu bewerten. Zusätzlich zu punktuellen Messungen mittels Sonden stellt insbesondere die kontinuierliche Bewertung des Spülprozesses aufgrund der rauen Umgebungsbedingungen im industriellen Einsatz im Stahlwerk hohe Anforderungen an das Messverfahren und dessen Zuverlässigkeit. Aufgrund der teils ebenfalls hohen Anforderungen an die Stahlgüte, des schonenden Umgangs mit Ressourcen und der zunehmenden Effektivitätssteigerung in der Produktion befindet sich die Bewertung der Spülwirkung bei der Vakuumbehandlung von Stahlschmelzen immer noch im Interesse von Forschung und Entwicklung.

In den letzten Jahren zeichnete sich für die Bestimmung der effektiven Spülwirkung die Bewertung anhand der Größe des Spülfleckes als gängige Bewertungsgröße ab. Der Spülfleck ist der Bereich auf der Schmelzbadoberfläche, welcher aufgrund der austretenden Spülgasblasen frei von Schlacke ist. Gemäß der Literatur bestimmt man den effektiven Volumenstrom in den letzten Jahren zunehmend anhand der Auswertung des Spülflecks [7, 8]. Dieses Verfahren wird auch industriell angewendet [9].

Bei der Bewertung des Spülflecks wird die Stahlbadoberfläche beobachtet und die Bestimmung der Größe des Spülflecks erfolgt mittels digitaler Bildverarbeitung eines Kamerasignales. Um den optischen Kontrast zwischen Schlacke und Schmelzbad zu erhöhen, können ebenfalls Kamera-systeme eingesetzt werden, die Strahlung im Bereich des Infrarots verarbeiten können [9–11]. Werden unterschiedlich viskose Schlackesysteme mit großen Schwankungen der Menge verwendet, so ergeben sich erhebliche Unsicherheiten bei der Bewertung dieses Verfahrens [8]. Ebenfalls kann diese Art der Schlackendetektion genutzt werden, um den Abschlackprozess zu unterstützen [12] oder den Auswurf zu quantifizieren [9, 13].

Im Kapitel 2 werden die theoretischen Grundlagen des Spülens von Stahlschmelzen betrachtet. Kapitel 3 legt das Labormodell fest.

Forschungsgegenstand dieser Arbeit ist die Untersuchung, inwieweit anhand eines Laborspülstandes durch eine geeignete Druck- und Schwingungsmessung die Beurteilung der Spülwirkung möglich ist. Weiteres Ziel der Arbeit ist die Identifikation zusätzlicher geeigneter Messgrößen für die Bewertung des effektiven Volumenstroms sowie des Spülprozesses.

Dazu wird ein Modell eines realen Spülstandes angefertigt, welches es ermöglicht, ohne Eingriff in den kontinuierlichen Produktionsprozess mögliche Messverfahren zu evaluieren. Für die Übertragung der Erkenntnisse auf einen Realspülstand werden Betriebsversuche an den Vakuumanlagen der Hüttenwerke Krupp Mannesmann GmbH (HKM) durchgeführt. Dabei wird das

Modell adaptiert, um so über die spektrale Analyse der Messsignale geeignete Frequenzbereiche für die Bewertung zu ermitteln sowie mögliche Störgrößen zu identifizieren. Ergebnisse und Analysen der Messungen sind Inhalt des Kapitels 4. Die Zusammenfassung der Ergebnisse sowie ein Ausblick auf weitere Forschungsfragen runden die Arbeit in Kapitel 5 ab.

Da der Aufbau des Labormodells im Kapitel 3 und vor allem die Analyse der Messungen im Kapitel 4 die Schwerpunkte der Arbeit darstellen, nehmen diese Kapitel deutlich mehr Raum ein als das Grundlagenkapitel 2.

2 Spülen von Stahlschmelzen

Die Identifikation neuer Ansätze für die Bewertung der Spülwirkung bei Stahlschmelzen erfordert eine Analyse der Anforderungen, die an dieses Messvorhaben gestellt werden. Ebenfalls müssen die unterschiedlichen Arten des Spülens und die bisher geläufigen Bewertungsmethoden betrachtet werden.

2.1 Anforderungen an die Pfannenmetallurgie

Erste großtechnische Versuche zur Spülgasbehandlung von Stahlschmelzen wurden in den 1950er Jahren durchgeführt. Die damalige Zielstellung war es, die Gehalte an Sauerstoff, Stickstoff und Wasserstoff zu senken. Außerdem sollte der Anteil von nichtmetallischen Einschlüssen reduziert und die Reaktionen zwischen synthetischen Schläcken und den Stahlschmelzen intensiviert werden. Um eine bessere Vergießbarkeit zu erzielen, musste die Viskosität der Schmelze gesenkt und die chemische Zusammensetzung sowie die Temperatur des Bades homogenisiert werden [5].

Um den Eintrag von stark oxidierenden Legierungselementen zu verbessern, wurde auch die Vakuumbehandlung von flüssigem Stahl eingeführt, da hierbei die Abbrandverluste von Legierungstoffen wie Mangan, Aluminium, Silizium, Kohlenstoff, Chrom oder Titan stark verringert werden [14]. Dies ermöglichte die Entkohlung sowohl unlegierter als auch hochlegierter Stähle bis auf Gehalte $\leq 0,02\text{ wt\%}$, die beim Tiefziehen, als Emaillierbleche oder als Transformatorenbleche eingesetzt werden. Darüber hinaus konnten so die Gehalte der im Stahl gelösten Gase Wasserstoff und Stickstoff verringert und somit die Gefahr von Sprödbrüchen vermindert werden. In der Schmelze gelöster Sauerstoff kann durch Kohlenstoffdesoxidation abgebaut werden. Auch eignet sich der Vakuumprozess besonders, um die Schmelze zu entschwefeln [15].

Im Vergleich zu den Teilmengenentgasungsverfahren (Ruhrstahl–Heraeus–Verfahren (RH–Verfahren) und Dortmund–Hörde–Verfahren (DH–Verfahren)) bietet der Pfannenstandentgasungsprozess den Vorteil des geringen Temperaturverlustes, da die Stahlschmelze in der Pfanne verbleibt. Durch den Einsatz eines Spülgases, meist Inertgase wie Stickstoff oder Argon, wird die Abscheidung von Oxiden verbessert. Die Inertgasblasen wirken wie Keime für die Kohlenstoffmonoxidbildung dar, verringern die Wahrscheinlichkeit des so genannten Überkochens der Schmelze und

fördern die Desoxidation sowie das Ausspülen von Wasserstoff [5,16]. Alternativ kann das Rühren einer Schmelze auch über elektromagnetische Felder erfolgen. Dieses Verfahren ist anspruchsvoll und stellt noch keine Alternative zum Rühren mit Gasen dar [17].

2.2 Arten des Spülens

An das Spülen sind unterschiedliche Anforderungen zu stellen. Beim Einspülen von Zuschlagsstoffen ist eine hohe Durchmischung erwünscht, bei der Entfernung von Begleitelementen und Schadgasen sind große Phasengrenzflächen zwischen Spülgas beziehungsweise Schlacke und der Stahlschmelze gefordert. Damit die Schlackreaktionen beschleunigt werden, ist bei emulgierten Schlackensystemen eine turbulente Strömung für die Emulgierung notwendig. Beim Reinheitsgradspülen hingegen ist die Schmelze in ihrer turbulenten Spülung zu beruhigen, um dadurch die emulgierte Schlacke möglichst durch eine laminare Strömung an die Oberfläche zu spülen [18].

Somit ergeben sich prinzipiell drei verschiedene grundsätzliche Wirkungsweisen des Spülprozesses. Entweder werden Elemente heraus oder hinein gespült oder die Schmelze wird hinsichtlich ihrer Temperatur und Zusammensetzung homogenisiert.

Wird gespült, um die gewünschte Legierung einzustellen, so ist eine möglichst hohe Badbewegung und Durchmischung anzustreben, damit die Schmelze in möglichst kurzer Zeit homogenisiert wird und Legierungselemente optimal eingetragen werden. Sollen Elemente entfernt werden, so unterscheidet man zwischen der Entfernung über die Schlackenmetallurgie und der Entgasung. Die Entfernung von unerwünschten Legierungselementen erfolgt durch chemische Reaktionen dieser mit der Schlacke. Dies kann durch das Emulgieren der Schlacke in der Schmelze unterstützt werden. Hierfür ist eine hohe Badbewegung nötig, damit die Schlacke möglichst fein verteilt tief in die Schmelze hinein gespült werden kann und die Entfernungsreaktion nicht nur an der Schmelzbadoberfläche, sondern auch in der Schmelze ablaufen.

Sollen Schadgase entfernt werden, so ist eine möglichst hohe Phasengrenzfläche zwischen Spülgas und Schmelze erforderlich. Hierbei ist zu beachten, dass die Blasen an der Schmelzbadoberfläche in die Atmosphäre übergehen und nicht durch die Badbewegung in der Schmelze gehalten werden.

Sowohl Legierungs- als auch Entgasungsspülen können durch die Verwendung von Vakuum unterstützt werden. Dies ermöglicht einen höheren Eintrag von Legierungselementen, die in Verbindung mit Sauerstoff zur Oxidbildung neigen. Dadurch werden die Abbrandverluste minimiert. Bei der Entgasung wird das Entfernungsgleichgewicht durch das Vakuum zugunsten der Entfernung der Schadgase verschoben, da die Sättigung beziehungsweise Rekombination über die Atmosphäre erschwert wird.

Bei der Entfernung von nichtmetallischen Einschlüssen, die durch Schamotte, Keramiken oder nicht aufgeschmolzene Bestandteile eingetragen wurden, müssen diese an die Oberfläche transportiert werden, in die Schlacke übergehen und sollten möglichst nicht wieder in die Schmelze zurück gespült werden. Diese Entfernung nichtmetallischer oxidischer Einschlüsse dient der Erhöhung des Reinheitsgrades [5]. Beim Reinheitsgradspülen sollte die Spülleistung gering sein, damit ein erneutes Emulgieren der Schlacke in der Schmelze verhindert wird, jedoch so hoch, dass die in der Schmelze emulgierte Schlacke aus dieser heraus gespült wird. Insbesondere beim Reinheitsgradspülen gibt es während der Schmelzbehandlung keine ideale Methode zur Bewertung des Behandlungserfolges. Um eine zuverlässigere Bewertung zu erhalten, müssen mehrere Methoden miteinander kombiniert werden [19].

2.3 Beurteilung der Spülwirkung

Wird die Pfannenstandentgasung betrachtet, so dient die Blasensäule in der Pfanne dem Umrühren, der Durchmischung, der durch Vakuum unterstützten Entfernung gelöster Gase, der Emulgierung der Schlacke und der Einstellung der Reaktionsgeschwindigkeit der Schlackereaktionen [6]. Selbst unter Verwendung mehrerer Spülsteine nehmen die Blasensäulen in der Pfanne einen kleinen Teil des gesamten Pfannenquerschnittes ein [6, 9, 12]. Die durch die Gassäule in die Schmelze eingetragene Energie setzt sich aus der Expansion des Spülgases an der Düse, dem Übertrag der kinetischen Energie vom Spülgas an die Schmelze am Düsenaustritt und durch Expansion beim Aufstieg in der Blasensäule zusammen. Die kinetische Energie kann durch Düsengestaltung sehr gering ausfallen [6].

Eine Möglichkeit, den aktuellen Spülzustand anhand der Prozessdaten zu bewerten, ergibt sich aus der Analyse des Arbeitspunktes aus den Messdaten von Druck und Durchfluss. Ist der sich einstellende Druck für den erzielten Durchfluss zu hoch, so ist von einer Verstopfung des Spülsteins auszugehen, ist der Druck zu gering, so ist von einer Leckage auszugehen. Dies kann genutzt werden, um eine Aussage über den Grad einer Leckage oder einer Verstopfung vorzunehmen. Dieses Verfahren kann vereinfacht werden, wenn definierte Leitungsdrücke vorgegeben werden und der Durchfluss bewertet wird [20].

Um Fehlbeurteilungen zu vermeiden, ist es notwendig, dass die Messdaten zeitlich synchron erfasst werden. Insbesondere instationäre Prozessabläufe, die Regelcharakteristik des verwendeten Massendurchflussreglers sowie das Verhalten des Spülsteins (zusammengefasst zum Antwortverhalten der Druckänderung auf die Änderung des Durchflusses) könnten als Leckage oder Verstopfung fehlgedeutet werden. Eine vorhandene Glättung der Messwerte, insbesondere wenn diese in dem Messonden erfolgt, muss bei der Bewertung schneller Prozessänderungen berücksichtigt werden.

Betrachtet man das Anspülen einer Schmelze ohne Strömung, so wird Energie benötigt, um die Strömung im Gefäß zu erzeugen. Diese Energie wird durch das Spülgas in die Schmelze eingebracht. Wird die Schmelze mit einem konstantem Durchfluss beaufschlagt, so wird die für die Aufrechterhaltung der Strömung benötigte kinetische Energie durch das Spülgas eingetragen. Das heißt, dass für das Anspülen mehr Energie in das System eingetragen werden muss und sich somit ein höherer Leitungsdruck einstellt, als zur Aufrechterhaltung der Spülströmung notwendig ist. Hieraus ergibt sich weiterhin, dass bei einem dynamischen Spülsystem bei der numerischen Betrachtung der Messwerte kleine Leckagen oder Verstopfungen mit dem dynamischen Verhalten des Prozesses überlagert werden können. Bei gleichzeitig auftretender Leckage und Verstopfung an einer Drucklinie kann bei der Bewertung anhand der Kennlinie eine gute Bewertung des Spülprozesses erfolgen, obwohl die Schmelze mit einer wesentlich von der Sollmenge abweichenden Spülgasmenge behandelt wird.

Die aufgrund der in der Auslegung der Pfanne gemachten Annahmen über das Spülverhalten sowie der während der Behandlung erlangten Erfahrungswerte werden für Anweisungen und zur Beurteilung der einzelnen Spülprozesse genutzt.

Anhand dieser Bewertung erfolgt eine Einschätzung des Prozessablaufes anhand der Kriterien:

- Ist die Spülwirkung ausreichend?
- Sind Leckagen vorhanden?
- Wie ist der Spülgrad?
- Ist der Prozess effizient?

und die Einschätzung des Anlagenzustandes:

- Wie ist der aktuelle Zustand des jeweiligen Spülstranges?
- Können anlagenrelevante Verschleißgrade gemessen werden, insbesondere Spülsteinverschleiß?
- Können Fehlzustände oder Fehlerquellen frühzeitig erkannt werden?

zu erfassen. Die abschließende Beurteilung der Spülwirkung erfolgt über das Spülergebnis. Das Spülergebnis bewertet das Erreichen der gewünschten chemischen Zusammensetzung der Schmelze sowie der für den Prozess relevanten Eigenschaften, wie zum Beispiel die Überhitzung und somit die gewünschte Gießtemperatur.

Bei der Entfernung von störenden Liganden oder Schadgasen kann der Behandlungserfolg prinzipiell indirekt anhand einer Abgasmessung erfolgen [21]. Hierbei wird die Konzentration des zu entfernenden Stoffes in der Abluft gemessen. Je nach Messort können hierbei sehr hohe thermische und mechanische Belastungen der Sensoren auftreten oder durch die Abgasnachbehandlung die Messwerte beeinflusst werden. Eine direkte Möglichkeit der Analyse der chemischen Zusammensetzung ist die Probenentnahme durch Lanzen mit anschließender Funkenspektrometrie oder Röntgenfluoreszenzanalyse [15, 22]. Neben der Probenentnahme werde auch Sonden ein-

gesetzt, mit denen zum Beispiel die Temperatur, der Gehalt an Sauerstoff oder Wasserstoff direkt in der Schmelze gemessen werden kann [6, 23, 24].

Das Spülverhalten des Spülstandes wird bewertet, um einerseits den Spülprozess an das Spülverhalten anzupassen, um somit beispielsweise Leckagen zu kompensieren, und andererseits, den Zustand des Spülstands beurteilen zu können, um gegebenenfalls Empfehlungen für die Wartung und Instandsetzung abzuleiten, um verstopfte Spülsteine oder defekte Dichtungen auszutauschen.

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Beurteilung in den drei Klassen „Gut“, „Mittel“ sowie „Schlecht“ und wird für verschiedene Bewertungsphasen während des Spülprozesses durchgeführt.

Die Betriebsversuche wurden an zwei der Vakuumanlagen der HKM in Duisburg durchgeführt. Die zugehörigen Pfannen haben ein Leergewicht von rund 120 t und ein Fassungsvermögen von etwa 285 t. Die durchschnittliche Behandlung dauert rund eine Stunde.

Der prinzipielle Ablauf einer Behandlung setzt sich wie folgt zusammen:

- Einsetzen der Pfanne
- Anspülen
- Verfahren des Deckelwagens und Schließen des Vakuumgefäßes
- Leckagetest
- Spülen
- Legieren
- Spülen
- Vakuumspülen
- Nachlegieren
- Spülen
- optional Reinheitsgradspülen
- Abdecken mit Abdeckmasse
- Verfahren des Deckelwagens und Öffnen des Vakuumgefäßes
- Entnahme der Pfanne

Dies wird begleitet durch Messungen von Temperatur und der chemischen Zusammensetzung zu geeigneten Zeitpunkten.

Das Spülen erfolgt durch im Pfannenboden eingesetzte Spülsteine und kann bei Bedarf durch den Einsatz einer Lanze unterstützt werden. Die Spülsteine besitzen einen Blechmantel, der meist der vollen Höhe des Spülsteines entspricht und den gasdichten Verbund zwischen Spülstein und Pfannenboden gewährleistet. Als Spülgas wird Stickstoff zum Einstellen eines definierten Stickstoffgehalts oder Argon eingesetzt. Die Zuführung des Spülgases erfolgt über eine Rohrkupplung, welche beim Einsetzen der Pfanne automatisch schließt.

Am Beispiel der Leckage soll die bisherige Praxis der Beurteilung näher diskutiert werden. Diese erfolgt über die Auswertung des so genannten Leckagetest, bei dem abwechselnd beide Druckleitungen mit einem Druck nahe dem ferrostatischen Druck beaufschlagt werden und die sich einstellende Durchflussmenge als Leckage angenommen werden kann. Überschreitet die Leckagemenge einen definierten Grenzwert, so ist von einem größeren Defekt, wie beispielsweise einem gerissenen Schlauch, auszugehen, was ein Abbruchkriterium für die Behandlung darstellt und eine Reparatur an den Gaszuleitungen erforderlich. Ist eine unerwünscht große Leckage kleiner dieser Grenzleckage vorhanden, so kann je nach dem Fall, ob eine oder beide Druckleitungen betroffen sind, entweder das erneute Kuppeln (beide betroffen) oder der Tausch eines Dichtrings (eine betroffen) empfohlen werden. Falls keine Reparatur oder der Abbruch der Behandlung erfolgt, so wird dieser Leckagedurchfluss genutzt, um die Spülgasmenge, die tatsächlich zum Spülen zur Verfügung steht, zu bestimmen. Diese Leckagemenge wird während des Spülprozesses bei Spülunterbrechungen überprüft und gegebenenfalls korrigiert. Für die Skalierung der Leckagedurchflussmenge wird eine lineare Kennlinie angenommen. Dies ermöglicht eine Bewertung des Spülprozesses, sofern sich die Kennlinie der Leckage während des Spülens nicht sprunghaft ändert.

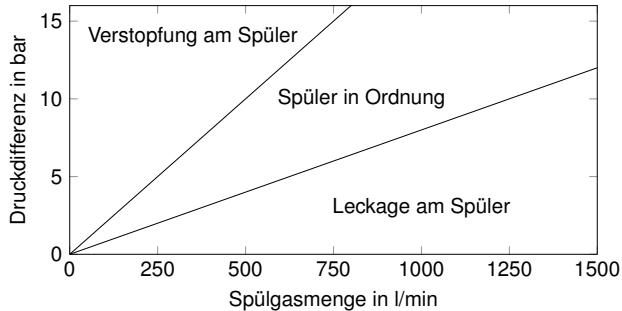


Abbildung 2.1: Spülerbewertung anhand der Messwerte von Durchfluss und Druck

Dem Behandler wird diese Bewertung in Form eines Durchfluss-Druck-Diagramms (DDD), dargestellt in Abbildung 2.1, anhand der eingestellten Spülgasmenge sowie der sich ergebenden Druckdifferenz aus Leitungs- und Gefäßdrucks für die aktuelle Behandlung angezeigt.

Tritt eine sprunghafte Veränderung des Arbeitspunktes auf, so lässt diese sich schwer durch Vergleichsmessungen bei geringen Drücken, wie im praktizierten Leckagetest, oder durch den Vergleich mit der Spülerkennlinie nachweisen oder gar vorhersagen und erfordert vom Behandler Erfahrung und Aufmerksamkeit. Wenn eine Beobachtung der Badoberfläche während des Spülens aufgrund sehr hoher Rauch- und Staubentwicklung oder Verschmutzung der Kameralinse nicht oder nur eingeschränkt möglich ist, wird eine so verursachte verminderte Spülleistung erst

bei der chemischen Analyse der Schmelze auffällig. Wird dies zu spät bemerkt, kann dies dazu führen, dass die aktuelle Schmelze verworfen werden muss.

Diese in den vorangegangenen Abschnitten beschriebene Bewertung wird für jede Spülbehandlung vom Behandler durchgeführt. Zusätzlich erfolgt eine automatisierte Bewertung anhand der erfassten Messwerte von Druck und Durchfluss. Eine Gegenüberstellung der Verteilung der durch den Behandler und der durch die automatisierten Beurteilungen erfolgten Klassifizierung der Spülbewertung sind in Tabelle 2.1 dargestellt. Die Bewertung „keine Daten“ wird vorgenommen, wenn für eine Bewertung nicht ausreichend Messwerte vorhanden waren, Prozessabschnitte nicht durchführbar waren oder Grenzwerte überschritten wurden.

Tabelle 2.1: Bewertung der Spülbehandlung der gesamten Schmelzbehandlung durch den Behandler und automatisiert anhand der erfassten Messwerten von Druck und Durchfluss

	Behandler	Automatisch
Gut	44,46%	49,14%
Mittel	41,52%	42,18%
Schlecht	8,35%	6,29%
keine Daten	5,67%	2,39%

Im direkten Vergleich werden durch den Behandler die Schmelzbehandlungen etwas schlechter eingeschätzt. Vertraut man auf die Erfahrung des Schmelzers, so lässt dies die Vermutung zu, dass bei der automatisierten Bewertung nicht alle Einflussgrößen berücksichtigt sind. Wird der automatisierten Bewertung vertraut, so kann es sein, dass entweder dem Behandler nicht alle Informationen zur Verfügung stehen, oder die Messwerte anders aufbereitet werden müssen.

Wird der einzelne Spülstrang betrachtet, so werden zusätzlich die Bewertungen „Leck“, „Dicht“ und „Freispültendenz“ genutzt. „Leck“ bedeutet, dass die Durchflussmenge im Leckagetest einen Grenzwert überschreitet, „Dicht“, dass beim Anspülen ein Mindestdurchfluss nicht erreicht wird und „Freispültendenz“, dass beim Anspülen „Dicht“ bestimmt wurde und bis zum letzten Spülabschnitt die Spülbewertung mindestens mit „Mittel“ bewertet wurde. Diese Bewertung ist in Tabelle 2.2 dargestellt.

Tabelle 2.2: Bewertung der einzelnen Spülstränge

Bewertung	Anteil
Gut	59,42%
Mittel	11,59%
Schlecht	1,45%
Leck	2,90%
Dicht	2,17%
Freispültendenz	22,46%

2.4 Versuchsaufbau am Realspülstand

Der Einsatz von Körperschallsensoren in der Stahlproduktion wird zunehmend aufgrund robusterer Sensoren und der Leistungsfähigkeit elektronischer Datenverarbeitung für verschiedene Messaufgaben interessant. So werden die Auswurfmengen am Konverter [25], die Schlackendetektion beim Entleeren des Konvertergefäßes [22] oder auch die Höhe der Schaumschlaake beziehungsweise der Abschirmung des Lichtbogens am Lichtbogenofen [26, 27] industriell mit Schwingungssensoren erfasst. In der Literatur wurden erste Versuche beschrieben, die eine Bewertung der sekundärmetallurgischen Behandlung durch Körperschallsensoren ermöglichen [28]. Es wird angenommen, dass mit den Körperschallsensoren die Spülgasmenge detektiert werden kann, welche die Schmelzbadoberfläche verlässt.

Die Überwachung von Pipelines durch innen und außen angebrachte Mikrofone [29, 30] lässt vermuten, dass diese Verfahren zur Leckageortung ebenfalls geeignet sein können, um Anwendung im Stahlwerkseinsatz zu finden. Die Versorgungsleitungen im Stahlwerk weisen einen deutlich geringeren Querschnitt auf und es herrscht ein hoher Lautstärkepegel in der Stahlwerkshalle, der mögliche akustische Signale überlagern kann. Vor diesem Hintergrund soll untersucht werden, inwieweit unter Verwendung einer geeigneten Druckmessung und deren spektralen Auswertung Möglichkeiten der Bewertung von möglichen Leckagen und des Spülverhaltens identifiziert werden können. Somit soll an der Pfanne während der Spülbehandlung der Eintritt und der Austritt des Spülgases bewertet werden. Zusätzlich zum Einsatz von Druck- und Körperschallsensoren wird die bereits erwähnte Bewertung des Spülflecks anhand eines Laborspülstands auf ihre Eignung untersucht, und es werden weitere Möglichkeiten der Bewertung der Spülwirkung analysiert. Die Überwachung des Spülvorgangs im flüssigen Stahl unterscheidet sich von den in den Modellen gebräuchlichen Verfahren, da beim Einsatz im Stahlwerk an die Messtechnik besondere Anforderungen wie Haltbarkeit, Beständigkeit gegenüber äußeren Einflüssen, wie zum Beispiel Temperatur, mechanische Erschütterungen, Vakuum als auch Belastung durch Staub sowie die räumliche Anordnung der Pfanne in der Vakuumkammer gestellt werden. Dies muss bei der Adaption der gefundenen Verfahren beim Einsatz im Stahlwerk berücksichtigt werden.

3 Labormodell

Aufgrund des Stahlherstellungsprozesses sind die experimentellen Freiheitsgrade des Vakuumpfannenspülstands stark eingeschränkt. Insbesondere die Vielfalt der möglichen Störquellen erfordert die experimentelle Absicherung der Messsignalerfassung und -aufbereitung durch ein Modell. Dies ermöglicht es auch, Versuchsszenarien darzustellen, die im Stahlwerk entweder einen Produktionsstop voraussetzen würden oder die Betriebssicherheit des Spülstandes nachteilig beeinflussen könnten. Die Modellierung des Verhaltens von Stahlschmelzen mit Wassermödellen ist eine in der Literatur weit verbreitete Methode, um das Spülen und Strömungsverhalten von Stahlschmelzen in Konvertern [31–37], Pfannen [7–10, 38–48] oder allgemein in Gießanlagen [49–58] zu untersuchen. Diese Art der Modellierung wird auch für die Entwicklung neuer Messverfahren [59], die Planung und Auslegung neuer Anlagen und zur Untersuchung und Optimierung von Strömungs- und Fließverhalten von flüssigem Stahl genutzt [60, 61].

Die Charakterisierung und Vermessung von Spülgasblasen in Stahlschmelzen mit Lanzen [62] oder durch elektromagnetische Felder [63–65] ist aufwändig und kann den ungehinderten Blasenaufstieg beeinflussen. Insbesondere die vergleichsweise einfache Handhabung und Beobachtbarkeit führen dazu, dass Wassermödelle sehr anschaulich sind und das Strömungsverhalten optisch ohne Hilfsmittel beobachtbar machen.

Die Anforderungen, die an einen solchen Versuchsspülstand gestellt werden, sind die Vergleichbarkeit des Prozessverhaltens und die Übertragbarkeit der daraus gewonnenen Erkenntnisse auf den Produktionsprozess.

3.1 Dimensionierung des Modells

Um die Übertragbarkeit der Erkenntnisse eines Labormodells auf einen realen Pfannenspülstand sicherstellen zu können, müssen die Übertragungsmechanismen der Messsignale und die Entstehungsursachen der Signale vergleichbar sein. Um die wechselseitige Beeinflussung der Spülstränge auszuschließen, wird das Spülmodell mit einem, anstelle von zwei Bodenspülern ausgestattet. Im Stahlwerk werden Argon und Stickstoff als Spülgase eingesetzt. Für die Dimensionierung wird das Spülen mit Argon als Referenz genutzt, da der Anteil an Spülbehandlungen mit Stickstoff vergleichsweise gering ausfällt. Als Spülgas am Modell wird trockene und ölfreie

Druckluft gewählt und als zu spülendes Medium Wasser. Da anzunehmen ist, dass die Schlauchke keinen wesentlichen Einfluss auf das Strömungsverhalten der Gasblasen in der Schmelze hat, wird sie für die Dimensionierung vernachlässigt [54]. Die Spülgasdurchflussmenge wird mit einem Massendurchflussregler (MFC) vorgegeben und der sich einstellende Leitungsdruck wird zwischen MFC und Gefäß gemessen. Das Spülgas wird über eine Spüldüse in ein Gefäß eingeleitet, an welchem zwei im rechten Winkel zueinander angeordnete Körperschallsensoren angebracht sind, um die durch das aufsteigende Spülgas erzeugten Schwingungen zu messen. Um die Übertragbarkeit der Erkenntnisse zu gewährleisten, muss der Versuchsaufbau geeignet dimensioniert werden. Hierzu wird das Modell in drei zu untersuchende wesentliche Baugruppen unterteilt, die Rohrleitung zum Gefäß, die Spüldüse sowie das Gefäß.

3.1.1 Rohrströmung

In durchströmten Rohren entstehen Strömungsgeräusche, diese können sowohl von der Strömung im Rohr als auch von Armaturen oder Leckagen hervorgerufen werden. Um diese und deren Einfluss auf die zu messenden Druck- und Körperschallsignale abschätzen zu können, ist es notwendig, die Strömung der Zuleitung zum Spülgefäß eingehender zu betrachten und die möglichen Unterschiede zum realen Pfannenspülstand abzuschätzen. Um Signale zu messen, die in den Rohren durch Verstopfungen oder Leckagen entstehen, muss sichergestellt werden, dass der Einfluss der Rohrströmungscharakteristik auf die Signalentstehung sowie auf den Signaltransport zum Messsensor zwischen Modell und Pfannenentgasungsspülstand vergleichbar sind. Die Strömungscharakteristik in Rohrleitungen kann mit der Reynolds-Zahl

$$Re = \frac{v_G \cdot d_f}{\nu} \quad (3.1)$$

charakterisiert werden mit d_f als Rohrdurchmesser und v_G als der Strömungsgeschwindigkeit. Die kinematische Viskosität ν kann aus der dynamischen Viskosität η und der Dichte des Gases bestimmt werden [66]. Die dynamische Viskosität von Gasen ist stark von Temperatur und Druck abhängig und kann über die Formel von Sutherland

$$\eta = \frac{B \cdot T^{1.5}}{T + S} \quad (3.2)$$

abgeschätzt werden [67]. Die druckabhängigen Stoffwerte können Tabelle 3.1 entnommen werden.

Hierbei ist weiterhin zu berücksichtigen, dass die Dichte eines realen Gases ebenfalls von dessen

Tabelle 3.1: Stoffwerte von Argon und Luft für die betrachteten Druck- und Temperaturbereiche [67]

	B	S
Argon	$1,935 \cdot 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s} / \sqrt{\text{K}}$	142,0 K
Luft (trocken)	$1,458 \cdot 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s} / \sqrt{\text{K}}$	110,4 K

Temperatur und Druck abhängig ist [67]. Diese kann über die thermische Zustandsgleichung idealer Gase

$$\rho = \frac{p}{R \cdot T} \quad (3.3)$$

bestimmt werden [67]. Sowohl für den Laborversuch, als auch für den Pfannenspülstand kann die Temperatur des Spülgases in den Rohrleitungen mit etwa 20 °C als nahezu konstant angenommen werden. Demzufolge können Dichte, kinematische sowie dynamische Viskosität des Spülgases ebenfalls als konstant angesehen werden. Die maximale mittlere Rohrströmungsgeschwindigkeit liegt für das Stahlwerk mit einem Rohrdurchmesser von 3/4 " ($\approx 19 \text{ mm}$) und einem maximalen Argon–Volumenstrom von 1500 l/min bei annähernd 68 m/s. Um im Laborversuch eine vergleichbare Strömungsgeschwindigkeit mit trockener Druckluft zu realisieren, wird bei einem maximalen Volumenstrom von 55 l/min ein Rohr mit 4 mm Rohrinnendurchmesser gewählt. Die für die überschlägigen Abschätzungen benutzten Werte sind am Ende dieses Abschnitts in Tabelle 3.2 zusammengefasst. Der Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung findet bei einer kritischen Reynolds–Zahl Re_{krit} von 2300 statt. Für $Re \leq Re_{\text{krit}}$ kann die Rohrströmung als laminar, für $Re \geq Re_{\text{krit}}$ als turbulent angenommen werden [68]. Sowohl im Labormodell als auch im Pfannenspülstand bedeutet das, dass der Übergang der laminaren zur turbulenten Strömung bei einem Durchfluss wesentlich weniger als 1 l/min stattfindet und somit nur die turbulente Strömung zu berücksichtigen ist. Um im Laborversuch die gleiche Reynolds–Zahl wie im Stahlwerk zu erreichen wäre ein Argon–Durchfluss von etwa 266 l/min, beziehungsweise bei Luft (trocken) ein Durchfluss von 1488 l/min nötig. Hierbei würde sich im Laborspülstand im Vergleich zum Pfannenspülstand eine etwa dreißigfache Strömungsgeschwindigkeit einstellen. Bei einer Strömungsgeschwindigkeit größer der Schallgeschwindigkeit können sich Schwingungen in der Gas säule nicht entgegen der Strömungsrichtung ausbreiten, so dass bei einem im Stahlwerk herrschenden gleichartigen Verhalten keine Informationen, die zum Beispiel durch Leckagen an den Druckleitungen oder der Düse entstehen, über die Gassäule zum Ducksensor gelangen können. Für eine Geräuschentstehung ist es notwendig, dass das strömende Medium entweder selbst (im hörbaren Bereich) schwingt oder Gehäuse, wie zum Beispiel die Rohrleitung, zum Schwingen angeregt werden. Voraussetzung für Strömungsrauschen ist ein instationäres Strömungsfeld mit Druckwechselvorgängen, Massenstrom- oder Volumenstrompulsationen, Schubspannungs-

fluktuationen und Entropieänderungen [69]. Bei turbulenten Strömungen werden etwa 1 % der Strömungsenergie in Schallenergie umgewandelt [70].

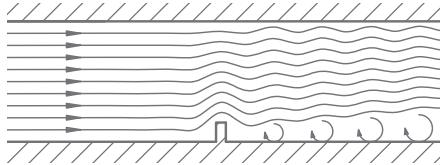


Abbildung 3.1: Geräuschentstehung an Störstellen im Rohr

Strömt ein Gas einen Widerstand an, so führen Verwirbelungen an dem Hindernis dazu, dass die Gasströmung wechselseitig am Hindernis vorbei strömt und in Schwingung versetzt wird wie in Abbildung 3.1 dargestellt [71].

Die an einem Widerstand (einer Schneide) erzeugten Töne nennt man Schneidentöne. Anschaulich beobachtbar ist dies bei Flöten oder Orgelpfeifen [72, 73]. Die durch die Verwirbelung des Luftstroms entstehenden Töne weisen in ihrer Tonhöhe eine starke Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit und Art sowie Lage der Schneide auf. Diese Schneidentonen können Unstetigkeiten im Rohr sein, zum Beispiel Falze, Muffen, Kratzer oder auch die Oberflächenrauheit der Rohrwandung, Ventile, Filter, Verzweigungen oder Rohrbiegungen [66]. Die Schneidentonfrequenz f_s kann bei bekanntem Kernspaltabstand d_s (Abstand Strömungskern und Schneide), einer Proportionalitätskonstante α und Strömungsgeschwindigkeit des Gases v_G berechnet werden

$$f_s = \alpha \cdot \frac{v_G}{d_s}. \quad (3.4)$$

In der Literatur sind Werte von $\alpha = 0,2$ für Rohrleitungen bis $\alpha = 1$ für Labialpfeifen aufgeführt [70, 73, 74]. Das bedeutet eine Frequenzverschiebung zu höheren Frequenzen mit Zunahme der Strömungsgeschwindigkeit. Für umströmte Gegenstände wurde dieser Zusammenhang erstmals von *Strouhal* beschrieben [75]. *Strouhal* untersuchte die Tonerzeugung, die durch Verwirbelungen an einem Körper entstehen, der sich in einer Strömung befindet. Die von ihm so genannten Reibungstöne sind bei konstanter Temperatur nur abhängig von der Geometrie und der Strömungsgeschwindigkeit, jedoch unabhängig von Material oder der Gesamtlänge des angeströmten Körpers. Weiterhin wird darin nachgewiesen, dass durch die Reibungstöne je nach Strömungsgeschwindigkeit der Grundton oder auch vorhandene Obertöne (höhere Schwingungsmoden) eines vorgespannten Drahtes angeregt werden können. Diese Resonanz der Saite identifiziert er als geeignetes Mittel, um die Strömungsgeschwindigkeit zu bestimmen. Im Vergleich zur

Schneidentonfrequenz wird für die Berechnung der Hiebtonfrequenz

$$f_{\text{Hieb}} = \frac{St \cdot v_G}{d} \quad (3.5)$$

der Durchmesser d des umströmten Körpers genutzt. Die Strouhal-Zahl St ist hierbei abhängig von der Geometrie des umströmten Körpers. Für Luft liegt diese charakteristisch nahe 0,2 [75] und beträgt für Zylinder 0,18 [71]. Trotz der formalen Ähnlichkeit der Abhängigkeiten von Schneidentonfrequenz und Hiebtonfrequenz zeigt *Strouhal*, dass die Frequenz von Schneidentönen bei Variation der Anströmungsgeschwindigkeit stabiler ist als die der Reibungstöne. Da Leckagen an Rohrleitungen als Schneiden anzusehen sind, ist zu erwarten, dass durch diese Leckagen erzeugte Schwingungen in ihrer Frequenz abhängig von der geometrischen Beschaffenheit der Leckage sind und ihre Lautstärke proportional zu der Geschwindigkeit des Leckagestromes ansteigt. Bei durch Unstetigkeitsstellen im Rohrleitungssystem hervorgerufenem Rauschen, ist anzunehmen, dass die Frequenz abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit ist. Dieses unterschiedliche Verhalten kann dazu genutzt werden, die Entstehungsquellen von gemessenen Frequenzen zu identifizieren beziehungsweise einem Schadereignis zuzuordnen. Durch eine überschlägige Abschätzung der Hiebtonfrequenz ergibt sich, dass diese sowohl im Laborversuch als auch im Stahlwerk messbar sein könnte.

Wird die generelle Ausbreitung von Strömungsgeräuschen in Rohrleitungen untersucht, können diese durch den Oktavband-Schalleistungspegel

$$L_{W_{\text{Okt}}} = L_{W_{\text{I}}} + \Delta L_{W_{\text{fm}}} + \Delta L_A \quad (3.6)$$

für gerade Rohrleitungen charakterisiert werden [70]. Mittels der Pegeldifferenz $\Delta L_{W_{\text{fm}}}$ (Abbildung 3.2) und der A-Bewertung nach Tabelle A.1 (Anhang Seite 142) kann so aus dem inneren Schalleistungspegel ($L_{W_{\text{I}}}$) das Strömungsrauschen überschlägig abgeschätzt werden.

Dies kann genutzt werden, um die wesentlichen Einflussfaktoren des Strömungsrauschens zu identifizieren und zu gewichten. Wird die Näherungsgleichung des inneren Schalleistungspegels [70]

$$L_{W_{\text{I}}} \approx K + 60 \cdot \lg \frac{v_G}{1 \frac{\text{m}}{\text{s}}} + 10 \cdot \lg \frac{d_r^2 \cdot \pi}{4 \cdot 1 \text{m}^2} + 10 \cdot \lg \frac{p}{p_0} - 25 \cdot \lg \frac{N \cdot T}{287 \frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}}} - 15 \cdot \lg \frac{l_r}{1,4 \text{m}} \quad \text{in dB} \quad (3.7)$$

mit

$$K \approx 8 - 0,16 \frac{\text{s}}{\text{m}} \cdot v_G \quad \text{in dB} \quad (3.8)$$

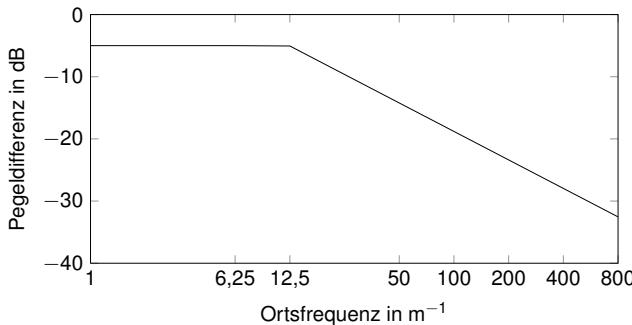


Abbildung 3.2: Näherungskurve der Pegeldifferenz des Strömungsrauschen über die Ortsfrequenz [70]

betrachtet, so ist bei einem gegebenen Leitungssystem bei konstanter Temperatur und gleichbleibendem Spülgas der Schalleistungspegel hauptsächlich von der Strömungsgeschwindigkeit und dem daraus bedingten Leitungsdruck abhängig.

Ob die durch das Strömungsrauschen entstehende Geräusche messbar sind, kann durch die Berechnung der im Rohr übertragbaren Frequenz bestimmt werden. Die Grenzfrequenz

$$f_g = k_n \cdot \frac{c}{\pi \cdot d_r} \quad (3.9)$$

lässt sich mit dem Modal-Faktor k_n (mit $n \in \mathbb{N}$), der Schallgeschwindigkeit c

$$c = \sqrt{\kappa \cdot \frac{p_{\text{abs}}}{\rho}} \quad (3.10)$$

und der Geometrie des Rohres abschätzen [72].

Oberhalb dieser Grenzfrequenz ist die Mode ausbreitungsfähig. Die sich daraus ergebenden Grenzfrequenzen sind in Abbildung 3.3 dargestellt. Sowohl für den Modellspülstand als auch für den Pfannenspülstand liegen die Grenzfrequenzen der Moden oberhalb der ersten Radialresonanz weit außerhalb des Frequenzmessbereiches der eingesetzten Drucksensoren.

Unterhalb der Grenzfrequenz, die durch die erste Radialresonanz mit $k_1 = 1,84$ festgelegt ist, breitete sich der Schall nur in axialer Richtung im Rohr aus [71]. Das bedeutet, dass mögliche Schallquellen in axialer Richtung des Rohres eine sehr große Schallausbreitung besitzen und demnach axiale Schallquellen auch über eine größere Entfernung messbar sind. Radiale einge-

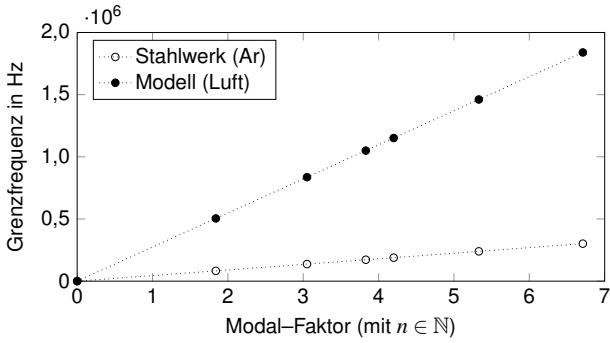


Abbildung 3.3: Grenzfrequenz für Argon ($d_f = 22,6 \text{ mm}$) und Luft ($d_f = 4 \text{ mm}$) in Abhängigkeit vom Modal-Faktor (mit $n \in \mathbb{N}$) (k_n): $k_0 = 0$; $k_1 = 1,84$; $k_2 = 3,05$; $k_3 = 3,83$; $k_4 = 4,2$; $k_5 = 5,33$; $k_6 = 6,71$

koppelte Schallquellen, die zum Beispiel durch Übertragung von Störsignalen auf die Halterung der Rohre verursacht sein könnten, sind somit nicht über eine größere Entfernung zum Sensor messbar, was die Anfälligkeit gegenüber äußeren Störquellen minimiert. Da die Mach-Zahl

$$Ma = \frac{v_G}{c} \quad (3.11)$$

sowohl im Laborversuch als auch am Pfannenspülstand etwa 0,21 beträgt, ist auch eine Schallausbreitung entgegen der Strömungsrichtung des Spülgases gewährleistet. Die Geometrie des eingesetzten Drucksensors stellt ebenfalls eine Unstetigkeitsstelle im Rohr dar. Die Messöffnung des Sensors kann als Helmholtzresonator angenommen werden. Die Helmholtzfrequenz

$$f_{\text{Helmholtz}} = \frac{c}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{d}{V \cdot l}} \quad (3.12)$$

ist proportional zur Schallgeschwindigkeit c . Im Falle des eingesetzten Drucksensors beträgt sie etwa 10 kHz und muss berücksichtigt werden, wenn Signale in diesem Frequenzbereich analysiert werden [70, 72]. Bei dem verwendeten Drucksensor mit einem Messbereich bis 1 kHz ist diese Frequenz nicht relevant.

Wenn die entstehenden Geräusche innerhalb des durchströmten Rohres gemessen werden sollen, so ist weiterhin zu berücksichtigen, dass sich aufgrund der Strömungsgeschwindigkeit die zu messenden Frequenzen verschieben. Dies wird beispielsweise bei Wasserleitungen für die Durchflussmessung mittels Ultraschall genutzt [76]. Diese durch den Dopplereffekt sich ergeben-

de Frequenzverschiebung

$$\Delta f = f_2 - f_1 = \frac{2 \cdot v_G \cdot f}{c} \quad (3.13)$$

bedingt eine linear ansteigende Frequenzverschiebung zu geringeren Frequenzen am Drucksensor. Dies bedeutet, dass eine Signalquelle mit 500 Hz bei einer Durchflussmenge von 50 l/min eine Verschiebung um etwa 193 Hz zu 307 Hz zur Folge hat. Es kann aber auch ein gemessenes Signal von etwa 500 Hz bei maximalem Durchfluss durch eine Quelle mit etwa 800 Hz erzeugt werden sein.

Die berechneten Kenngrößen der Rohrströmung sind in Tabelle 3.2 zusammengefasst.

Tabelle 3.2: Kenngrößen der Rohrströmung im Vergleich

	Stahlwerk	Modell
Medium	Argon	Luft (trocken)
c	319 m/s	344 m/s
d_f	22,6 mm	4,0 mm
η	$2,232 \cdot 10^{-5}$ Pa · s	$1,813 \cdot 10^{-5}$ Pa · s
f_s max	552 Hz	3647 Hz
f_{Heib} max	469 Hz	3283 Hz
κ	1,67	1,41
Ma	0,21	0,21
v	$9,078 \cdot 10^{-7}$ m ² /s	$5,087 \cdot 10^{-6}$ m ² /s
p_{max}	15 bar	3 bar
ρ bei p_{max}	24,58 kg/m ³	3,565 kg/m ³
Re_{max}	$1,55 \cdot 10^9$	$5,74 \cdot 10^7$
T	ca. 20 bis 25 °C	20 °C
v_G max	68,2 m/s	73,0 m/s
\dot{V}_{max}	1500 l/min	55 l/min
$\dot{V}_{Re_{\text{krit}}}$	0,0022 l/min	0,0022 l/min

3.1.2 Spülgefäß

Im Gegensatz zur Charakterisierung von Strömung in Rohren oder das Umströmen von festen Körpern [1] wird das Durchströmen einer Flüssigkeit mittels eines Gases durch charakteristische dimensionslose Kennzahlen in der Fachliteratur unzureichend diskutiert. Nähert man das Spülgefäß als leeres Rohr, so würde sich bei gewählten Dimensionen eine Reynolds-Zahl für den Laborspülstand von etwa $8 \cdot 10^5$ und an der Pfannenentgasungsanlage von etwa $2,5 \cdot 10^4$ ergeben. Diese Betrachtung vernachlässigt, dass das Einströmen nicht über den gesamten Querschnitt, sondern über eine (oder mehrere) Düsen stattfindet und der Einströmbereich eines theoretischen Rohres größer als die Pfannenhöhe ist. Dementsprechend ist die Abschätzung der Strömungsbedingungen im Spülgefäß analog zur Rohrströmung nicht zielführend.

In Veröffentlichungen wird meist ein geometrisch ähnliches Modell [7–10, 31–33, 35–44, 46–49, 51–59, 77, 78] oder eine computergestützte Modellierung des Spülvorganges mittels der Finite Elemente Methode (FEM) genutzt [3, 35, 43, 44, 79–83]. Da in dieser Arbeit das Spülverhalten der Pfanne als gegebene Größe angesehen wird, wird auf eine Modellierung des Spülvorganges nicht eingegangen.

Um sowohl ein geometrisch als auch physikalisch ähnliches Modell zu erhalten, kann die Dimensionsanalyse nach Buckingham genutzt werden. Das Ziel der Dimensionsanalyse ist die Schaffung eines Grundgrößensystems mit unabhängigen Größen [1]. Hierfür werden die Einstellgrößen des zu untersuchenden Systems benötigt. In dieser Arbeit betrachtete Einflussfaktoren sind die geometrischen Einstellgrößen Durchmesser und Füllstand des Spülgefäßes, das in Näherung als Zylinder angesehen wird. Einstellgrößen, die sich aus der Kombination von Spülgas und Schmelze ergeben, sind die Differenz der Dichte der Schmelze zur Dichte des Spülgases, die kinematische Viskosität des Spülgases, der Massestrom des Spülgases und die Oberflächenspannung der Schmelze.

Nach dem Π -Theorem von Buckingham [1] ergeben sich aus diesen sechs Einstellgrößen ($e_B = 6$) und den drei Grundgrößen ($g_B = 3$) Masse, Länge und Zeit drei voneinander unabhängige dimensionslose Kennzahlen

$$\pi_B = e_B - g_B. \quad (3.14)$$

Die Einstellgrößen werden in der Dimensionsanalyse nach ihren Einheiten so verrechnet, dass dimensionslose Kennzahlen bestimmt werden. Die Dimensionanalyse schafft einheitenlose Kennzahlen, die nicht physikalische Größen widerspiegeln, da lediglich die Dimensionen der Einheiten verglichen werden [1, 84]. Die Bildung der mit den gewählten Einstellgrößen dimensionslosen Kennzahlen ist in Tabelle 3.3 dargestellt. Daraus ergeben sich folgende Kennzahlen

$$\pi_{B1} = \frac{d_g}{h_M}, \quad (3.15)$$

$$\pi_{B2} = \frac{\Delta \rho \cdot \dot{V}_G^2}{\gamma_M \cdot h_M^3}, \quad (3.16)$$

$$\pi_{B3} = \frac{v_G \cdot h_M}{\dot{V}_G}. \quad (3.17)$$

Die in Gleichung 3.15 dargestellte Kennzahl ist das Verhältnis von Gefäßdurchmesser d_g zu Füllstand des Spülgefäßes h_M . Hier ergibt sich das Aspektverhältnis der Spülpfanne von $\pi_{B1} = 1,31$ und daraus der Füllstand des Laborspülstandes von 219 mm. Mit der dimensionslosen Kennzahl

Tabelle 3.3: Dimensionsmatrizen (Dimensionsanalyse nach Buckingham)

Grundgröße	Einstellgröße					
	d_g	h_M	$\Delta\rho$	v_G	\dot{V}_G	γ_M
M_B	0	0	1	0	0	1
L_B	1	1	-3	2	3	0
T_B	0	0	0	-1	-1	-2
	$\frac{d_g}{h_M}$	h_M	$\Delta\rho \cdot h_M^3$	$\frac{v_G}{h_M^2}$	$\frac{\dot{V}_G}{h_M^3}$	γ_M
M_B	0	-	1	0	0	1
T_B	0	-	0	-1	-1	-2
	$\frac{d_g}{h_M}$	h_M	$\Delta\rho \cdot h_M^3$	$\frac{v_G \cdot h_M}{\dot{V}_G}$	$\frac{\dot{V}_G}{h_M^3}$	$\frac{\gamma_M \cdot h_M^6}{\dot{V}_G^2}$
M_B	0	-	1	0	-	1
π_B -Kennzahlen	$\frac{d_g}{h_M}$	-	$\frac{\Delta\rho \cdot \dot{V}_G^2}{\gamma_M \cdot h_M^3}$	$\frac{v_G \cdot h_M}{\dot{V}_G}$	-	-

π_{B2} (Gleichung 3.16) kann mit der aus Gleichung 3.15 berechneten Füllstandshöhe der für ein Wasser–Luft–Modell äquivalente Volumenstrom \dot{V}_G abgeschätzt werden.

Wird eine Stahlschmelze betrachtet, die mit zwei Spülern gespült wird, ergibt sich ein Volumenstrom für das Modell von 16,2 l/min. Wird hingegen die Schmelze nur mit einem Spüler gespült, so ergibt sich ein Volumenstrom für das Modell von 8,1 l/min. Hierbei bleibt zu berücksichtigen, dass die Oberflächenspannung γ_M einer Stahlschmelze bereits durch geringe Legierungsanteile von Sauerstoff, Schwefel, Selen und Tellur stark verringert werden kann (Abbildung 3.4) [60].

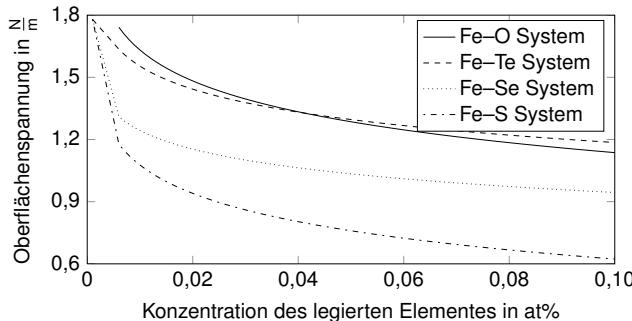


Abbildung 3.4: Einfluss oberflächenaktiver Elemente auf die Oberflächenspannung von flüssigem Stahl bei 1600 °C [60]

Mit π_{B3} (Gleichung 3.17) können die bisher ermittelten Einstellgrößen validiert werden, beziehungsweise der Volumenstrom ebenfalls berechnet werden. Hier ergibt sich ein Durchfluss für das Modell von $1,1 \cdot 10^4$ l/min. Betrachtet man die Einflussgrößen für diese dimensionslose Kenn-

zahl, die kinematische Viskosität des Spülgases, den Volumenstrom des Spülgases und den Füllstand des Spülgefäßes, so beschreibt π_{B3} die Strömung des Spülgases in Abhängigkeit des Spülweges (Füllstand). Dies könnte einen Hinweis auf die Vergleichbarkeit der sich ausprägenden Spülgasströmung darstellen.

Anstelle eines Wasser–Luft–Modells wäre es auch denkbar, die Schmelze mittels einer Schertrübe zu modellieren. Schertrüben sind quasistabile Suspensionen, die durch Aufschwemmung von Partikeln in Wasser hergestellt werden. Dies würde sowohl eine Modellierung der Ferrostatik ermöglichen als auch das Einstellen eines mit dem, im Stahlwerk herrschenden Dichte–verhältnisses von Spülgas zu Schmelze. Mit Schertrüben lassen sich Trübedichten von bis zu 3800 kg/m^3 erreichen [85]. Diese müssen stetig gerührt werden, um eine Sedimentation zu verhindern. Diese Trüben weisen ein thixotropes Verhalten auf, so dass im Laborversuch sich die Viskosität der Trübe in Abhängigkeit der eingebrachten Spülleistung verändern würde. Weitere Möglichkeiten, das Dichte–verhältnis zu realisieren, bestehen in der Nutzung von Flüssigmetallen wie Legierungen aus Gallium, Indium und Zinn [8, 56, 63], Quecksilber [77] oder Woodschem Metall [64]. Abgesehen davon, dass diese Varianten eine visuelle Beobachtung des aufsteigenden Spülgases in der Schmelze nicht ermöglichen, erfordern sie eine erhöhte Aufmerksamkeit in der Benutzung. Insbesondere der Umgang mit Schwermetallen benötigt besondere Sorgfalt während der Versuche und bei der Reinigung und Entsorgung von Versuchsmaterialien. Auch sind Wechselwirkungen mit anderen metallischen Bauelementen nicht auszuschließen. In einem vergleichsweise engen Spektrum kann die Viskosität und Dichte der Schmelze im Laborversuch verändert werden, wenn anstelle von Wasser eine Salzlösung oder organische Lösungsmittel wie Alkohol genutzt werden [59]. Soll der Spülfeleck beobachtet werden, so kann die Schlacke im Modell mit Öl [8, 38, 54] oder durch Polymerkugeln wie Styropor simuliert werden [7, 41]. Viele in der Literatur gebräuchlichen dimensionslose Kennzahlen befassen sich meist mit sehr speziellen Anwendungsbereichen, beschreiben Wärme– oder Stoffübergänge, sind unter bestimmten Voraussetzungen entweder in einander umrechenbar beziehungsweise beschreiben in grober Näherung ähnliche Anwendungsfälle.¹ Die zur Dimensionierung des Laborspülgefäßes genutzten Kenngrößen sind in Tabelle 3.4 dargestellt.

¹Beispielsweise seien hier folgende untersuchte dimensionslose Kennzahlen genannt: Begasungskennzahl, Biot–Zahl, Bodenstein–Zahl, Bond–Zahl, Eckert–Zahl, Eötvös–Zahl, Knudsen–Zahl, Laplace–Zahl, Morton–Zahl, Ohnesorge–Zahl, Prater–Zahl, Prandtl–Zahl, Rayleigh–Zahl, Schmidt–Zahl, Sommerfeld–Zahl, Stokes–Zahl, Strouhal–Zahl und Suratman–Zahl.

Tabelle 3.4: Kenngrößen der Spülgefäß im Vergleich

	Stahlwerk	Modell
Spülgas	Argon	Luft (trocken)
Medium	Stahlschmelze	Wasser
d_g	4,1 m	28,8 cm
γ [46]	1,760 N/m	0,073 N/m
h_g	4,6 m	36,0 cm
h_M	3,1 m	21,9 cm
p_{hydro}	2,1 bar	$2,1 \cdot 10^{-2}$ bar
ρ_G bei $h_M/2$	0,532 kg/m ³	1,20 kg/m ³
ρ_M [46]	7000 kg/m ³	1000 kg/m ³
T	1600 °C	20 °C
V_g	60700 l	23,5 l
V_G je Spüler	1500 l/min	8,1 l/min
V_G Summe aller Spüler	3000 l/min	16,2 l/min
V_M	40100 l	14,2 l

3.1.3 Düse

Die Aufgabe der Düse ist es, analog zu den Spülsteinen in der Standentgasungsanlage, die Gasströmung so zu beeinflussen, dass das genutzte Spülgas maximal spülwirksam wird. Hierfür sind sowohl die Blasengröße als auch die Verweildauer der Gasblase im Schmelzbad von Interesse. Die Blasengröße ist abhängig von der Ausströmgeschwindigkeit aus dem Spülstein [46]. Über die Spülsteingeometrie wird die Größe der Gasblasen beeinflusst. Je kleiner die Blasen, desto länger ist die Verweildauer in der Schmelze. Dies führt zu einer größeren Phasengrenzfläche und ist für Diffusionprozesse von Bedeutung. Auch soll die Größenverteilung der Blasen möglichst homogen sein, damit die Blasen ein ähnliches Aufstiegsverhalten aufweisen [5]. Um dies realisieren zu können, müssen die Spülsteine als poröse Keramik ausgeführt werden [46–48, 57, 81, 86–89]. Um die Blasengrößenverteilung einzustellen, die Standzeit der Spülsteine zu verbessern und einen definierten Spülquerschnitt für gleichmäßigeres Spülverhalten über die Lebensdauer des Spülsteins erreichen zu können, müssen spezielle Spaltgeometrien genutzt werden [90, 91]. Ein gleichmäßigeres Abblasverhalten unter verschiedenen, insbesondere niedrigen Durchflüssen, erfordert eine spezielle Geometrie des Spalts, um in einem weiten Bereich der Betriebsparameter ein optimales Spülverhalten gewährleistet wird [92]. Da die Spülsteine im Pfannenspülstand sowohl sehr hohen thermischen (schmelzenseitig etwa 1600 °C, Außenseite etwa 300 °C) und mechanischen Belastungen ausgesetzt sind als auch aufgrund von Infiltration der Stahlschmelze ihren Düsenquerschnitt ständig verändern, ist es nicht zielführend, die sich kontinuierlich ändernden Ausströmungsbedingungen zu berechnen. Im Hinblick auf die Kontinuitätsbedingungen werden die Düseneffekte nicht berücksichtigt, beziehungsweise nur einige Grenzfälle betrachtet [90]. Die Infiltration der Stahlschmelze in den Spülspalt führt zu Verstopfungen und thermischen und me-

chanischen Spannungen des Spülsteines, die zum Verschleiß führen [90]. Auch durch ein so genanntes „Back attack“ des Spülgases hervorgerufene mechanische Beanspruchung des Spülsteines kann die Düsengeometrie beeinflusst werden [90, 93]. Im Stahlwerk werden verschiedene Typen von Düsengeometrien genutzt. Allen ist gemein, dass die Infiltration und somit die Verstopfung der Düse durch die Stahlschmelze vermieden werden soll. Dies wird dadurch zu unterbinden versucht, indem die Querschnittsgeometrie der Auslassöffnung so klein gestaltet wird, dass die Oberflächenspannung des flüssigen Stahls eine Infiltration verhindert. Um den Einfluss der Änderung des effektiven Düsenquerschnittes auf die zu messenden Signale abschätzen zu können, werden mehrere Düsenformen und Typen phänomenologisch untersucht, um gegebenenfalls ihren Einfluss auf Messgrößen abschätzen zu können. Mittels überschlägiger Abschätzung der Blasengröße kann die Blasenanzahl aus dem Volumenstrom bestimmt werden [52, 77, 94]. Das Verhalten der Argonblasen beim Aufsteigen lässt sich schwer vorhersagen, da es sowohl von der Aufstiegsgeschwindigkeit, der Strömung in der Schmelze als auch von der absorbierten Schadgasmenge abhängig ist und somit in einem Spülprozess zwar grob abgeschätzt werden, aber nicht zu jedem Zeitpunkt vorhergesagt werden kann. Auch lassen sich die Eigenschaften des Spülgases beim Verlassen des Bodenspülers schwer vorhersagen, da beispielsweise die genaue Einströmtemperatur sowohl von der Strömungsgeschwindigkeit als auch von der Verweildauer der Schmelze im Pfannenspülstand und somit von der Aufwärmung des Spülstandes abhängig ist. Der Volumenzuwachs der Blase während der Durchströmung der Schmelze infolge der thermischen Dehnung, des abnehmenden Druckes als auch der Absorption von Schadgasen, ist sehr schwer vorherzusagen.

Gaudlitz [95] beschreibt, dass die Eötvös-Zahl

$$Eo = \frac{\Delta \rho \cdot g \cdot d_b^2}{\gamma} \quad (3.18)$$

in Verbindung mit der Blasen-Reynolds-Zahl

$$Re_b = \frac{d_b \cdot v_b \cdot \rho_b}{\eta_b} \quad (3.19)$$

dazu genutzt werden kann, die Form der Blasen vorherzusagen. Die für die Bestimmung der Blasenform benötigten Werte können Tabelle 3.2 und 3.4 entnommen werden. Die Aufstiegsgeschwindigkeit von Gasblasen in Wasser

$$v_b \approx \frac{2}{3} \cdot \sqrt{g \cdot d_b} \quad (3.20)$$

kann mit Hilfe des Blasendurchmessers abgeschätzt werden [95]. Am Labormodell kann der Durchmesser der Gasblase aufgrund der besseren Beobachtbarkeit optisch bestimmt werden. Im Stahlwerk wird der Blasendurchmesser insbesondere durch den Spülstein als auch durch die Strömungsbedingungen in der Schmelze beeinflusst. Messungen des Spülgasblasendurchmessers in Stahlschmelzen sind technisch aufwändiger, für die sekundärmetallurgische Behandlungen können diese durchschnittlich mit 10 bis 20 mm, im Maximum bei etwa 25 mm angenommen werden [52, 77, 94]. Aus der Abschätzung der Eötvös- und Blasen-Reynolds-Zahl (siehe Abbildung A.1) ergeben sich in Stahlschmelzen sphärische über ellipsoide bis zu kugelkalottenförmige Blasenformen. Dieses Spektrum an Blasenformen ist im Laborversuchspülstand abzubilden. Die Recherchen und Berechnungen der Blasenform über die Weber-Zahl von *Zhang, Aoki und Thomas* bestätigen diese Annahme [94].

Zusätzlich zu der Bewertung über Eo und Re_b können mit der Weber-Zahl

$$We = \frac{\rho \cdot v^2 \cdot L}{\gamma}, \quad (3.21)$$

der Morton-Zahl

$$Mo = \frac{g \cdot \eta^4 \cdot \Delta \rho}{\rho_M^2 \cdot \gamma^3}, \quad (3.22)$$

und der Ohnesorge-Zahl

$$Oh = \frac{\eta}{\sqrt{d_b \cdot \rho \cdot \gamma}} \quad (3.23)$$

das Strömungsverhalten sowie die Form der Spülgasblase charakterisiert werden. Da diese Kennzahlen teilweise ineinander überführbar sind, beziehungsweise aus den schon vorgestellten dimensionslosen Kennzahlen abgeleitet werden können, ist die Erfassung über Eo , Re_b und We vollständig charakterisiert [95]. Über diese überschlägige Abschätzung der Größe und Form der Blasen kann die Blasenanzahl aus dem Volumenstrom bestimmt werden.

Über die spezifische Länge (Verhältnis von Volumen zu Oberfläche), das Verhältnis von Volumen zu Oberfläche, für Kugeln entspricht dies $1/6 \cdot d_b$, kann die Weber-Zahl bestimmt werden. Wenn diese kleiner gleich eins ist, kann für die Spülgasblase eine Kugelform angenommen werden. Für das Wassermodell ergeben sich somit bis zu einem Blasendurchmesser von unter 2 mm kugelförmige und bis 8 mm ellipsoide Blasenformen. Das Verhalten der Argonblasen beim Aufsteigen lässt sich schwer vorhersagen. Da es sowohl von der Aufstiegsgeschwindigkeit, der Strömung in der Schmelze als auch von der absorbierten Schadgasmenge abhängig ist. Die genaue Einströmtemperatur hängt sowohl von der Strömungsgeschwindigkeit als auch von der Verweildauer der Schmelze im Pfannenspülstand und somit von der Aufwärmung des Spülstandes ab. Der Volumenzuwachs der Blase während der Durchströmung der Schmelze infolge der thermischen

Dehnung, des ferrostaticischen Druckes sowie der Absorption von Schadgasen ist aufgrund der Vielzahl der Einflussgrößen und insbesondere des Eintrages von Schadgasen wie Wasserstoff durch Zuschlagstoffe sehr schwer vorherzusagen. Somit kann das Aufstiegsverhalten der Spülgasblasen zwar grob abgeschätzt werden, aber nicht zu jedem Zeitpunkt vorhergesagt werden. *Hoefele und Brimacombe* [77] berichten, dass die Ausbildung von Gasblasen am Spülstein zu Druckschwankungen im Rohr führt. Diese Druckschwankungen können genutzt werden, um das Ablöseverhalten der Spülgasblasen am Spülstein zu charakterisieren. Dafür wird der Druck in den Druckleitungen an den Drucksensoren schnell abgetastet. Dies soll eine Frequenzanalyse der Druckschwankungen ermöglichen. Hierfür ist es nötig, mögliche Schallquellen zu identifizieren, um so mögliche zu messende Signale in ihrer Aussagefähigkeit bewerten zu können. Für geringe Durchflüsse von 1 l/min wurde durch *Hoefele und Brimacombe* bei einem Düsendurchmesser von 2 bis 5 mm beobachtet, dass sich die gemessenen Frequenzen proportional zur Blasenablösung an der Düse verhalten. Dies wurde für verschiedene Kombinationen von Spülgas (Ar, He und Luft) und Flüssigkeiten (Quecksilber, Zinkchlorid und Wasser) belegt [77].

3.2 Auslegung des dimensionierten Modells

Aus der Dimensionierung nach Buckingham ergibt sich, dass eine Modellierung des Pfannenspülstandes mit Wasser und Druckluft nicht zu einer direkten Vergleichbarkeit mit dem Pfannenspülstand im Stahlwerk führt. Es wurde gezeigt, dass die Rohrströmung oder das Spülverhalten des Pfannenspülstandes von ihrer Art und Charakteristik mit dem Laborspülstand abbildbar sind. Aufgrund der unterschiedlichen Gasdurchflussraten muss berücksichtigt werden, dass Untersuchungen der Rohrströmung wie auch des Spülverhaltens separat untersucht werden müssen, damit eine Vergleichbarkeit mit dem Pfannenspülstand gegeben ist. Aus dem Vergleich der Rohrströmung und der Dimensionsanalyse des Spülgefäßes ergeben sich unterschiedliche Volumenströme des Spülgases. Das bedeutet, dass die Spülgasmenge von 16,2 l/min gewählt werden muss, wenn das Spülverhalten im Gefäß untersucht wird, beziehungsweise ein maximaler Durchfluss von 50 l/min gewählt werden muss, wenn die Signalausbreitung im Rohr von Interesse ist.

3.2.1 Sensorbestückung des Laborspülstandes

Als Spülgas des Laborspülstandes wird trockene und ölfreie Druckluft mit 8 bar Versorgungsdruck genutzt. Um die Übertragung von Schwingungen der Versorgungsleitungen und Gebäude zu minimieren, wurde der Anschluss durch einen Schlauch realisiert. Zur Einstellung des Massendurchflusses des Spülgases wurde ein MFC *Omega FMA5528* (OMEGA Engineering, Deckenfronn, Deutschland) mit 0 bis 55 l/min genutzt. Um den für diesen MFC zum Einstellen des

Massenstromes maximalen Differenzdruck von 3,5 bar zu begrenzen, wurde ein Filterdruckminimierer eingesetzt. Dies ermöglicht den je nach Düsengeometrie und daraus für einen bestimmten Massenfluss notwendigen zu überwindenden Staudruck bis zu einem Gesamtdruck von 8 bar zu kompensieren. Ab dem MFC ist die Druckleitung durch ein Rohr mit Innendurchmesser von 4 mm gemäß der Dimensionierung gestaltet. Der sich einstellende Druck wird in Strömungsrichtung nach dem MFC mit einem piezoelektrischen Drucksensor *Bürkert 8323* (Bürkert Fluid Control Systems Ingelfingen, Deutschland) gemessen. Dieser ermöglicht eine Abtastrate von 1 kHz und somit die Frequenzauswertung bis etwa 500 Hz. Der verwendete Drucksensor ist baugleich mit den im Stahlwerk eingesetzten. Um die Schwingungen zu messen, wurden an dem Spülgefäß zwei *Brüel&Kjaer Acoustic Emission Transducer 8312* (Brüel&Kjaer, Naerum, Dänemark) im Winkel von 90° im Bereich der Wasserlinie angebracht. Da in Richtung der x-Achse² des Sensors beste Messergebnisse zu erwarten sind, wurden die Sensoren vertikal an der Gefäßwand angebracht [28].

3.2.2 Gestaltung der Düsen

Überwiegend werden bei Wassерmodellen poröse Düsen eingesetzt. Spezielle Spaltgeometrien sind im Labormaßstab nur mit einem sehr hohen technischen Aufwand umsetzbar. Bei porösen Spüldüsen, zum Beispiel aus Sintermetall, ist der effektive Spülquerschnitt schwer zu bestimmen, so dass Düsen mit einer kreisförmigen Öffnung von 0,5 mm und 4,0 mm sowie eine Ringspaltdüse mit einem variablen Öffnungsgrad benutzt werden (Abbildung 3.5).

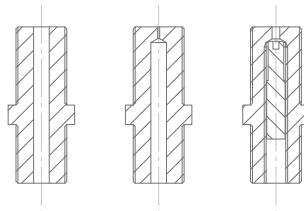


Abbildung 3.5: Gestaltung der Düsen im Querschnitt, von links Düsen mit einem kreisförmigen Öffnungsquerschnitt von 4,0 mm beziehungsweise 0,5 mm sowie eine Düse mit variablem Öffnungsgrad (Ringspalt)

Die Düsengeometrie und daraus resultierend der Düsenquerschnitt, der zur Berechnung der Blasengröße und Blasenanzahl notwendig ist, lassen sich im realen Aufbau schwer abschätzen, so dass durch die beim Modellspülstand verwendeten Düsen ein möglichst weites Spektrum der Art der Blasenbildung an der Düse dargestellt werden soll. Dies ermöglicht die Abbildung verschie-

²Die Membran des Sensors liegt senkrecht zur Wasseroberfläche.

derer Spülsteinzustände. Der Einfluss der unterschiedlichen Düsengeometrien auf die Messsignale wird untersucht, um eventuelle Rückschlüsse auf den Verschleißgrad des Spülsteins im Stahlwerk, beziehungsweise die Einflüsse der Spaltgeometrie zu prüfen. Die Einflussfaktoren für die Blasenbildung in einem Stahlbad (die Größe und daraus resultierend die Anzahl der Blasen) hängen von unterschiedlichsten äußereren Randbedingungen ab, wie Betriebsparameter der Anlage (Gasdurchsatz, Badbewegung, Druck, Temperatur), Geometrie der Spülsteine (Lochdurchmesser, Strömungsführung, Teilung, Vorkammervolumen) und Stoffwerten der jeweiligen Gas- beziehungsweise Flüssigphase [96].

3.2.3 Gestaltung des Spülgefäßes

Das Spülgefäß besteht aus einem Polymethylmethacrylat (PMMA)-Zylinder. Wie auch am realen Pfannenspülstand besitzt das Labormodell einen Deckel. Am Laborspülstand wird der Deckel benötigt, um ein Überlaufen des Spülstandes im Betrieb zu verhindern. Sowohl der Gefäßboden als auch der Deckel sind ebenfalls aus PMMA, um eine visuelle Beobachtbarkeit von allen Seiten zu gewährleisten. Durch den Boden kann das Gefäß beleuchtet werden, um Blasen, durch Streuung des Lichts an der Phasengrenzfläche für die Bildverarbeitung sichtbarer zu machen und somit die Auswertung der Blasengröße, der Aufstiegsgeschwindigkeit und des sich ausbildenden Spülkegels zu ermöglichen. Um das Gefäß von Gebäudeschwingungen zu entkoppeln befinden sich in den Gefäßfüßen Gummi-Metallelemente zur Dämpfung. Diese ermöglichen auch die waagerechte Ausrichtung des Gefäßes. An der Gefäßwandung in Höhe des Flüssigkeitsspiegels sind zwei im Winkel von 90° angeordnete Schwingungssensoren angebracht, um die durch das Ausströmen des Spülgases aus der Schmelze entstehenden Schwingungen zu messen. Der schematische Aufbau des Laborspülstandes ist in Abbildung 3.6 dargestellt.

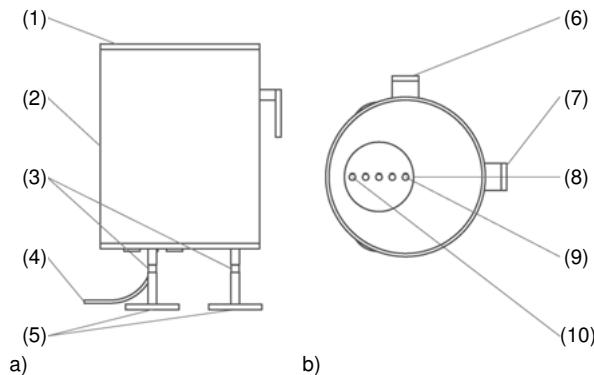


Abbildung 3.6: Schematische Darstellung des Laborspülstandes in a) Vorderansicht und b) Draufsicht ohne Deckel: (1) Deckel, (2) Spülgefäß, (3) Dämpfungselemente, (4) Druckzuleitung, (5) Standfüße, (6) Montageposition Körperschallsensor (90°), (7) Montageposition Körperschallsensor (0°) und (8) Kreisscheibe mit (9) Düsenposition 1 – Mitte bis (10) Düsenposition 5 – Rand.

3.3 Experimentelle Ergebnisse des Labormodells

Die sich aus der Dimensionierung ergebenden möglichen Messgrößen und ihre Einflussgrößen können am Laborspülstand untersucht werden. Im Gegensatz zum Realspülstand können mögliche Einflussgrößen getrennt betrachtet werden.

Um die Vergleichbarkeit der Versuche zu gewährleisten, werden alle Versuche mit den gleichen Versuchsparametern durchgeführt. Für den jeweiligen Versuch abweichende Einstellungen sind im Text angegeben. Die Betriebsparameter werden in der Dimensionierung bestimmt, beziehungsweise es werden die bevorzugten Einstellungen der Dämpfer und die Düsenposition in den betreffenden Versuchen bestimmt. Die Messsignale wurden analog auf die Nyquistfrequenz Tiefpass gefiltert.

Initiierend wird der Laborspülstand jeweils mit und ohne Füllung je eine Woche im Stillstand³ betrieben, um die Stabilität der Messwerte und somit die Wiederholbarkeit der Messungen zu ermitteln. Es zeigt sich eine große Anfälligkeit des Körperschallsignals auf äußere Störgrößen wie Lüftung, Personen im Labor oder in benachbarten Laboren stattfindenden Versuchen. Um eine größtmögliche Aussagekraft aus den Messungen zu erhalten, werden die Messungen ausschließlich zu Zeiten durchgeführt, bei denen diese Einflüsse auszuschließen sind. Jeder Versuch wird mehrfach durchgeführt. Ebenfalls werden bei jedem Versuchsdurchgang Vergleichsmessungen

³ Stillstand bedeutet hier Betriebsbereit, jedoch ohne Spülgasdurchfluss.

durchgeführt, um die Wiederholbarkeit der Messungen zu gewährleisten.

Für die Bewertung werden die Signale mittels schneller Fourier–Transformation (FFT) transformiert. Dazu werden pro Sekunde aus 1024 Messwerten je Messgröße erfasst und aus diesen die FFT gebildet. Je variierten Zustand werden diese über einen Zeitraum von einer halben Stunde, beziehungsweise bei Variation des Durchflusses je 10 Minuten pro 1 l/min gemittelt.

3.3.1 Leckage in den Zuleitungen

Dass Unstetigkeitsstellen und Leckagen in Rohren zu messbaren Schwingungen in der Gassäule führen können und diese am Laborspülstand messbar sein können, wurde durch die Dimensionierung in Kapitel 3.1.1 gezeigt. Für die kontinuierliche Leckageüberprüfung von Pipelines hat sich die Überwachung mit Mikrofonen außerhalb und innerhalb der Rohre etabliert [30, 97]. Vereinzelt wird mit Hilfe der spektralen Analyse von Drucksignalen während der Inbetriebnahme von Wasserversorgungsleitungen gezielt nach Leckagen gesucht. Hierbei werden die Reflexionen der beim Zuschalten entstehenden Druckwellen analysiert [98].

Um den Einfluss von Leckagen auf das gemessene Drucksignal abschätzen zu können und gleichzeitig den Einfluss der Düsen oder des Spülgefäßes auszuschließen, wurden Rohrstücke angefertigt, mit denen verschiedene Leckagesituationen reproduzierbar nachgestellt werden können. Da zu erwarten ist, dass die geometrische Gestalt einen Einfluss auf das zu messende Signal besitzt, werden exemplarisch zwei unterschiedliche Beschädigungen analysiert. Hierfür wurde ein Rohrstück mit einem Schlitz quer zur Strömungsrichtung versehen, ein weiteres mit drei Bohrungen, um die Auswirkung der Entfernung der Leckage zum Drucksensor zu prüfen (Abbildung 3.7).

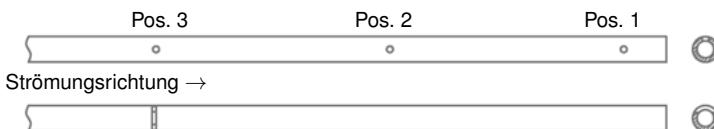


Abbildung 3.7: Für Laborspülstand präparierte Rohre mit Schnittdarstellung der Leckage

3.3.2 Leckagerohr mit Sägespalt

Es wurde ein Rohrstück mit einem 1 mm breiten Einschnitt versehen. Da Unstetigkeitsstellen in Rohren messbare Schwingungen erzeugen und um den Einfluss des entweichenden Spülgases zu charakterisieren, wurde das präparierte Rohr mit und ohne Leckagefluss gemessen. Um die Leckageströmung zu unterbinden, wurde mit Hilfe von Klebeband das Rohr so präpariert, dass

kein Gas durch den Einschnitt entweichen konnte, der Schlitz aber weiterhin die Rohrströmung beeinflussen kann, um somit direkt den Einfluss des ausströmenden Gases zu messen. Bei einem Durchfluss von 50 l/min ist in beiden Fällen ein Peak im Frequenzspektrum (Abbildung 3.8) erkennbar.

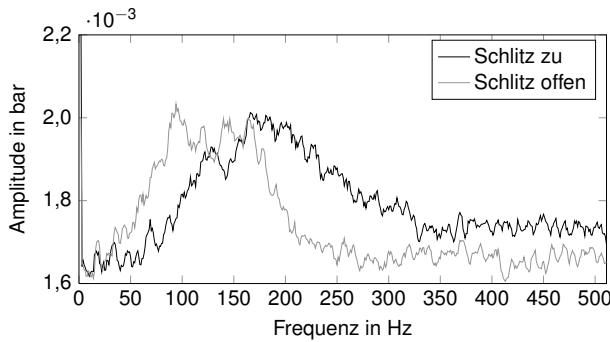


Abbildung 3.8: Frequenzspektrum des eingeschnittenen Leckagerohres

Wenn das Spülgas durch den Schlitz aus dem Rohr entweichen kann, wird der Peak zu niedrigen Frequenzen verschoben und enthält weniger Frequenzanteile oberhalb 200 Hz (Tabelle 3.5).

Tabelle 3.5: Peaks des eingeschlitzten Leckagerohres

	FWHM	Maximum
ohne Leckage	114 Hz	166 Hz
mit Leckage	100 Hz	94 Hz

Der niederfrequente Anteil des Peaks wird durch das Ausströmen des Gases erzeugt. Wird das Ausströmen des Gases verhindert, so werden Schwingungen, die durch die Schneidenwirkung der Einsägung erzeugt werden, in das Rohr reflektiert und müssen aufgrund ihrer Ausbreitungsrichtung entsprechend ihrer Mode (Modalfaktor k_1 oder höher) in einem höherem Frequenzbereich als die Leckage messbar sein.

3.3.3 Leckgeroehr mit drei Bohrungen

Um den Einfluss der Entfernung des Drucksensors zur Leckage zu untersuchen, wurde ein Rohr mit drei Öffnungen versehen (Abbildung 3.7 oben). Da die erzeugte Frequenz auch abhängig von der Form der Schneide ist, wurden im Vergleich zu dem geschlitzten Rohr die Leckageöffnung

als Bohrungen mit einem Durchmesser von 1,5 mm ausgeführt. Untersucht man die Ausbreitungsbedingungen, so sind Töne mit niedriger Frequenz gegenüber höherfrequenten Tönen über größere Entfernung ausbreitungsfähig. Zu erwarten wäre eine Verschiebung des gemessenen Peaks mit zunehmender Entfernung zu tieferen Frequenzen. Sind auch höhere Frequenzen in dem Rohrabschnitt zwischen Sensor und Leckage ausbreitungsfähig, so benötigt man eine Mindestlänge der frei schwingenden Luftsäule. So werden mit den längeren Pfeifen einer Orgel die tiefen und mit den kleinsten die höchsten Töne erzeugt [74]. Entsprechend der Nähe des Sensors zur Leckage ist anzunehmen, dass mit zunehmender frei schwingender Luftsäule tiefere Frequenzen messbar sein werden. Mit zunehmender Entfernung der Leckage vom Drucksensor verschiebt sich der charakteristische Peak zu tieferen Frequenzen (Abbildung 3.9). Werden al-

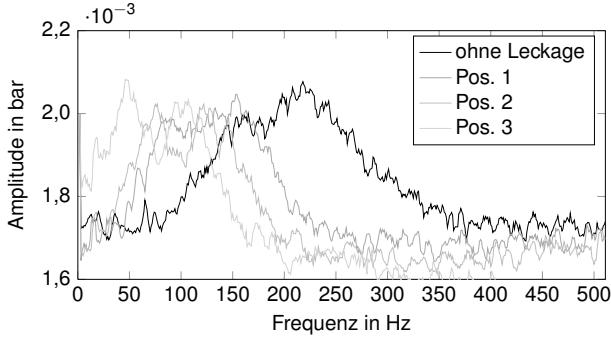


Abbildung 3.9: Variation der Entfernung der Leckage (Abstand zum Ende des Rohres mit Pos. 1 von 1,0 cm, Pos. 2 von 6,5 cm und Pos. 3 von 12,0 cm)

le Bohrungen geöffnet, unterscheidet sich das gemessene Frequenzspektrum nur unwesentlich von dem bei Pos. 3. In dem hier vorhandenen Versuchsaufbau ist es nicht möglich, eine einzelne Leckage von mehreren gleichzeitig vorhandenen Leckagen zu unterscheiden. Wenn alle Bohrungen verschlossen sind, sich sozusagen die Leckage am Ende des Rohres befindet, dann ist der Peak, ähnlich zu dem geschlitzten Rohr, im Vergleich breiter und liegt bei höheren Frequenzen (Tabelle 3.6).

Vergleicht man die Frequenzspektren beider Rohre bei verschlossenen Leckagen (siehe Abbildung 3.10), so zeigt sich, dass diese sich hauptsächlich im Frequenzbereich von 200 bis 350 Hz unterscheiden. Das bedeutet, dass durch das am Rohrende ausströmende Gas Frequenzen erzeugt werden, die in einem ähnlichen Frequenzbereich liegen wie die, die durch Leckage ausströmendes Gas entstehen. Die sich ergebenden Unterschiede sind auf die Bohrungen als Unstetigkeitsstellen an der Rohrwandung zurückzuführen.

Vergleicht man die Spektren bei offener Leckage, so zeigt sich eine hohe Übereinstimmung von

Tabelle 3.6: Peaks der Leckagerohre im Vergleich

Pos.	FWHM	Maximum	Entfernung zum Rohrende
alle Bohrungen ohne Leckage	115 Hz	218 Hz	
Bohrung Pos. 1	111 Hz	154 Hz	1,0 cm
Bohrung Pos. 2	96 Hz	77 Hz	6,5 cm
Bohrung Pos. 3	104 Hz	46 Hz	12,0 cm
alle Bohrungen offen	110 Hz	44 Hz	
Schlitz ohne Leckage	92 Hz	166 Hz	
Schlitz offen	103 Hz	94 Hz	12,0 cm

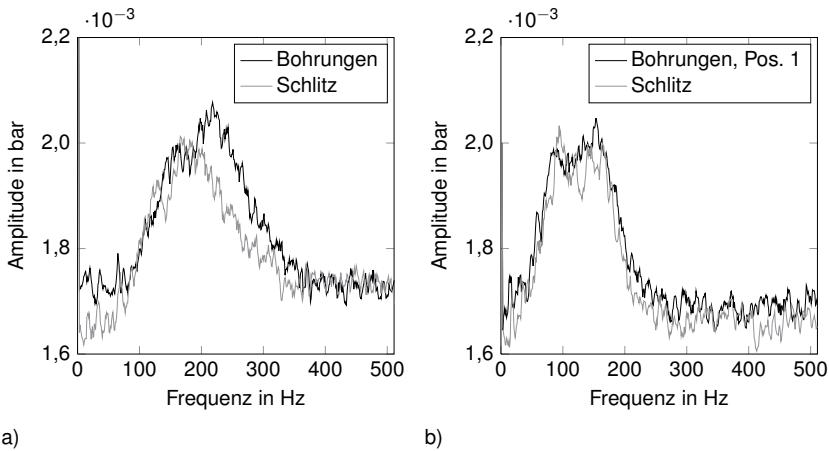


Abbildung 3.10: Frequenzspektren beider Rohre bei a) verschlossenen und b) offene Leckagen

der Leckage am Rohr mit der Bohrung an Pos. 1 mit der des geschlitzten Rohres. Diese Öffnungen weisen einen unterschiedlichen Abstand zum Sensor auf.

Weiterhin bleibt zu beachten, dass mit zunehmender Größe der Leckage die für die Leckage charakteristischen Amplituden zu niedrigeren Frequenzen verschoben werden [99]. Das bedeutet, unterschiedliche Formen der Leckagen erschweren die Abschätzung der Position einer möglichen Leckage aufgrund des Frequenzspektrums. Sind mögliche typische Leckagen in ihrer Lage und Größe festgestellt, zum Beispiel Verschraubungen oder Messöffnungen an Rohren, so können diese durch eine Frequenzauswertung identifiziert werden. Wie in Abbildung 3.10 b) zu erkennen, können unterschiedliche Leckageereignisse ein ähnliches Frequenzspektrum aufweisen, so das es hier zwar möglich ist, eine Leckage zu erkennen, aber nicht die genaue Position oder Form dieser zu bestimmen. Die Leckagemenge kann durch die Auswertung der Amplitude des für diese Leckage charakteristischen Frequenzbereiches abgeschätzt werden.

Zusammenfassend bedeutet dies, mit einem Drucksensor können Schwingungen gemessen werden, die durch Leckagen hervorgerufen werden. Dies ermöglicht, dass Leckagen nicht nur mit Mikrofonen, die in und außerhalb von Rohrleitungen angebracht wurden [29, 30], gemessen werden können, sondern diese auch durch vorhandene Drucksensoren messbar sind, wodurch zwei Messaufgaben in einem Messgerät zusammengefasst werden können. Hierfür muss gegebenenfalls ein vorhandener Sensor gegen einen mit einer höheren Grenzfrequenz getauscht werden.

Für geringere Strömungsgeschwindigkeiten sinkt die Amplitude der für die Leckage charakteristischen Frequenzen [30]. Bei der Messung mittels Drucksensor muss die Frequenzverschiebung aufgrund des Dopplereffektes berücksichtigt werden. Für die hier der Leckage zugeordneten Frequenzen bis 200 Hz bedeutet dies eine Verschiebung des Ausgangssignals um bis zu 70 Hz.

3.3.4 Dämpfungsverhalten

Analog zum Realspülstand besitzt der Laborspülstand einen Deckel. Dieser dient dazu, den Auswurf des zu spülenden Mediums zu verhindern. Beim Modellspülstand wird dadurch auch über eine längere Versuchsdauer ein gleichbleibender Füllstand gewährleistet. Um einen möglichen Einfluss des Deckels auf die Messsignale zu überprüfen wird der Spülstand jeweils mit einem Durchfluss von 8,1 l/min, der Vergleichsdurchfluss für den Betrieb eines Bodenspülers mit und ohne Deckel betrieben. Abweichend zu den bisherigen Versuchen wird dieser Versuch bei eingeschalteter Laborlüftung durchgeführt.

Die sich ergebenden Frequenzspektren (Abbildung 3.11), insbesondere die der Schwingungssensoren, zeigen Unterschiede in den Spektren für Frequenzen von 150 bis 350 Hz. Diese Schwingungen werden durch die automatische Klimatisierung des Labors hervorgerufen.

Um die Einkoppelung von Schwingungen in den Laborspülstand über die Gefäßfüße zu minimieren wurden Gummi–Metallelemente mit unterschiedlichen Dämpfungseigenschaften in die Füße integriert. Hierfür wurden Dämpfer mit einer Härte von 55 °Shore A und einen Durchmesser von 15 mm, in vier Längen verwendet (8 mm, 10 mm, 15 mm und 25 mm). Das unterschiedliche Dämpfungsverhalten der Dämpfer ist auf die unterschiedlichen Längen der Naturkautschuk–Elemente zurückzuführen. Bei zirka 23 L Gefäßvolumen liegt die zu erwartende maximale Kompression der Dämpfer bei weniger als 1 mm und somit unterhalb der maximalen Belastbarkeit der Dämpfer. Durch diese Dämpfung wird auch ein Aufschaukeln des Spülstands bei ungünstigen Betriebsbedingungen minimiert.

Für die folgenden Versuche werden die 10 mm Dämpfer genutzt. Sowohl bei diesen als auch bei den 8 mm Dämpfern neigt der Versuchsaufbau im Betrieb deutlich weniger zum Aufschaukeln als bei dem Betrieb mit 15 mm beziehungsweise 25 mm Dämpfern. Weiterhin werden bei dem Einsatz der 10 mm Dämpfer Gebäudeschwingungen besser absorbiert.

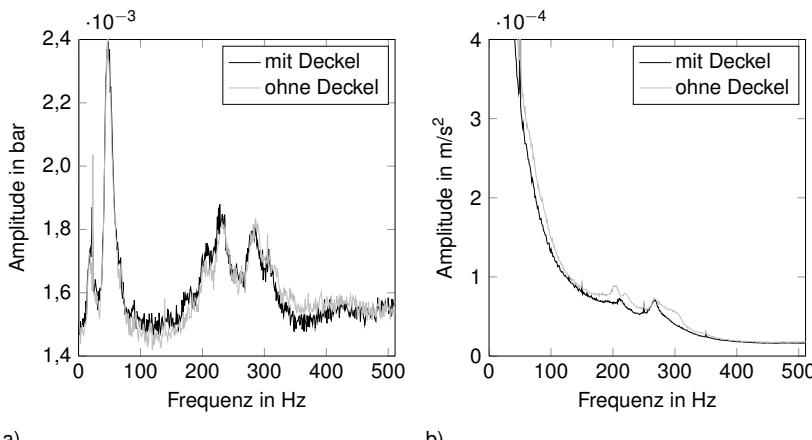


Abbildung 3.11: Frequenzspektrum des a) Drucksignals und b) des Körperschallsignals (0°) mit 4,0 mm Düse bei einem Spülgasdurchfluss von 8,1 l/min

Bei den Versuchen zum Dämpfungsverhalten des Spülstandes zeigt sich, dass der Drucksensor im Gegensatz zu den Schwingungssensoren wesentlich unempfindlicher gegenüber äußereren Störungen ist.

3.3.5 Vergleich der Position der Düse

Die Düsenposition beeinflusst die sich ausbildende Strömung. So kann bei gleicher spezifischer Spülgasmenge die benötigte Behandlungszeit bei unterschiedlicher Düsenanordnung stark abweichen [86, 87, 100]. Der Versuchsstand ermöglicht durch den Einsatz der Kreisscheibe eine Variation des Abstandes der Düse von der Gefäßmitte ($0 \cdot r$) bis zum Rand des Gefäßes ($0,69 \cdot r$). Durch die fünf vorgefertigten Positionen wird ermöglicht, dass der Körperschallsensor (0°), der Mittelpunkt des Gefäßes und die Düse auf einer Linie liegen und dabei die Position der Düse relativ zum Mittelpunkt variiert werden kann.

Der Einfluss der Position der Düse im Gefäß auf das Drucksignal ist in Abbildung 3.12 dargestellt. Die Verschiebung der charakteristischen Peaks im Frequenzspektrum bei 175 und 225 Hz hin zu höheren Frequenzen kann durch die anders ausgeprägte Strömung im Gefäß verursacht sein, da die Strömungsgeschwindigkeit des Wassers im Bereich der Düse Einfluss auf die Ablösung der Spülgasblasen hat.

Die in Tabelle 3.7 dargestellten Kennwerte der vier charakteristischen Peaks des Drucksignals zeigen keine Abhängigkeit der Peaks kleiner 100 Hz von der Position der Düse. Die Peaks bei

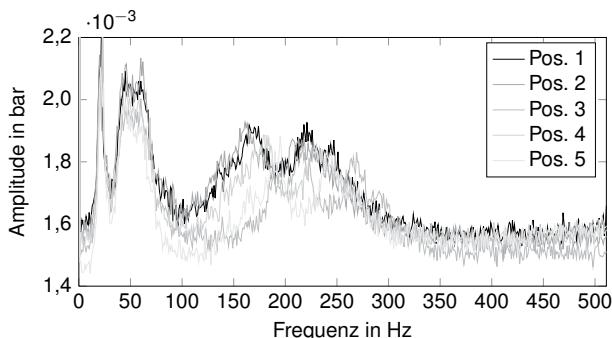


Abbildung 3.12: Frequenzspektrum des Drucksignals für 4,0 mm Düse bei 16,2 l/min

150 sowie 250 Hz hingegen verschieben sich mit zunehmender Entfernung der Düse zur Gefäßmitte zu höheren Frequenzen. Insbesondere für Position 4 und 5 zeigt sich ein Einfluss der Düsenposition auf das Frequenzspektrum des Drucksignals. Die Bestimmung der Peakbreite ist aufgrund der Überlagerung der Peaks und der daraus resultierenden Schwierigkeiten des Untergrundabzugs nur bedingt aussagefähig.

Tabelle 3.7: Maximum und FWHM in Hz der Peaks im Frequenzspektrum des Drucksignals bei Variation der Düsenposition, Abstand zur Gefäßmitte in Klammern

	Pos. 1 (0 · r)		Pos. 2 (0,17 · r)		Pos. 3 (0,35 · r)		Pos. 4 (0,52 · r)		Pos. 5 (0,69 · r)	
	Max.	FWHM	Max.	FWHM	Max.	FWHM	Max.	FWHM	Max.	FWHM
Peak 1	22	9	23	9	23	7	23	7	21	7
Peak 2	45	36	60	36	60	32	46	34	45	27
Peak 3	165	24	161	16	139	6	179	23	195	19
Peak 4	221	29	218	16	217	16	230	30	244	22

Für die Düsenposition 4 und 5 wird der sich ausbildende Spülkegel von der Gefäßwand begrenzt, so dass sich die ausbildende Strömungscharakteristik im Gefäß von der bei Position 1 bis 3 unterscheidet. Die Annahme, dass die Frequenzen der Druckschwankungen in der Versorgungsleitung in Zusammenhang mit der Gasblasenablösung an der Düse stehen [46], resultiert daraus, dass je weiter die Düsenposition von der Gefäßmitte entfernt ist, die Spülgasblasen sich schneller ablösen und demzufolge bei gleichem Volumendurchfluss und der daraus resultierenden größeren Anzahl der Gasblasen, diese kleiner werden. Dies würde bedeuten, dass mit zunehmender Nähe der Düse zum Gefäßrand die Strömungsgeschwindigkeit an der Düse zunimmt, beziehungsweise die Rückströmung zwischen Spülkegel und Behälterwand nicht mehr ausreichend ist, die sich bildende Spülgasblase über der Düsenöffnung zu halten.

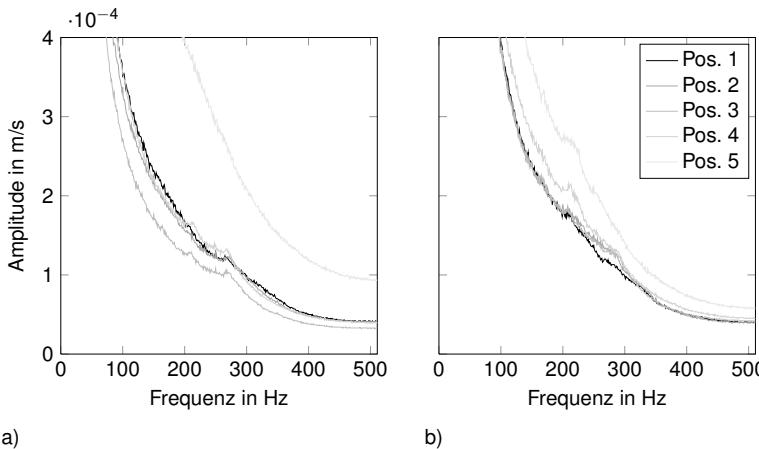


Abbildung 3.13: Einfluss der Düsenposition auf a) Körperschallsensor (0°), b) Körperschallsensor (90°) in Abhängigkeit von der Position zur Linie Düse–Mittelpunkt

In Abbildung 3.13 sind die dazugehörigen Frequenzspektren der Körperschallsignale dargestellt. Die bei den Drucksignalen beobachteten Peaks bei etwa 225 Hz können in den Körperschallfrequenzspektren erahnt werden. Bei kürzeren Messungen und daraus resultierendem höheren Untergrundrauschen sind diese charakteristischen Peaks jedoch nicht erkennbar und eignen sich nicht für eine Online-Auswertung. Sowohl bei dem Körperschall in 0° sowie 90° zur Mittellinie weisen die Spektren bei Position 1 (Mitte) bis 3 keine wesentlichen Unterschiede auf. An Position 5 (Rand) ist das Amplitudenniveau wesentlich höher, was darauf zurückzuführen ist, dass je näher die Düse an den Rand des Gefäßes positioniert wird, desto kleiner wird der Strömungswirbel zwischen Gefäßwand und Spülgasäule, bis bei Position 5 die Spülgasblasen an der Gefäßwand aufsteigen. Dadurch werden die Schwingungen, die durch die platzenden Gasblasen an der Spüladoberfläche entstehen direkter in die Gefäßwandung eingekoppelt und dementsprechend weniger stark im Wasser gedämpft.

Bei Einsatz der Düse an Position 4 ist ein Aufschaukeln der Wasseradoberfläche bei einer Spülgasdurchflussrate von 16,2 l/min beobachtbar. Hierbei wankt das Gefäß in Messrichtung des Körperschallsensors (90°). Bei den übrigen vier Positionen ist die Gassäule stationär ausgeprägt. Werden die Effektivwerte der Signale relativ zur Position 1 normiert (Abbildung 3.14), zeigt sich ein geringer Einfluss auf den Drucksensor, während die Effektivwerte der Körperschallsensoren an Position 3 minimal werden und bei Position 4 und 5 stark ansteigen.

Eine mögliche Ortung des Spülers wie in [28] ist also nur bedingt möglich, sofern der sich ausbildende Spülkegel sich frei in dem Spülbad ausbilden kann. Bewertet man die Spülwirkung, so

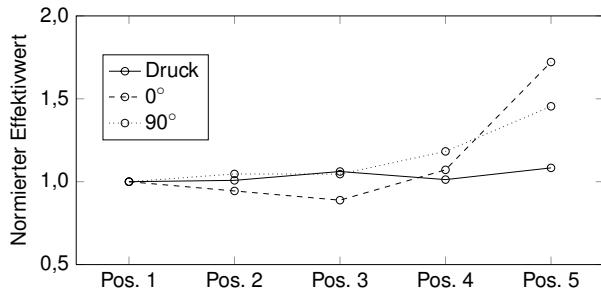


Abbildung 3.14: Einfluss der Düsenposition auf Körperschall und Drucksignal bei 4,0 mm Düse bei 16,2 l/min, normiert auf Signal bei Pos. 1 (Mitte)

sinkt diese gemäß *Geng, Lei und He* [100] mit zunehmendem Abstand der Düse zum Mittelpunkt ab etwa $0,5 \cdot r$. Dies entspricht Position 4 des Laborspülstands. Da an allen Düsenpositionen Druck und Durchfluss gleich sind, also anzunehmen ist, dass jedes Mal gleich viel Energie in das System eingetragen wurde, bei Position 4 und 5 jedoch mehr Energie aufgebraucht wurde, um die Gefäßwandung anzuregen, lässt dies den Schluss zu, dass die Gefäßwand die Entfaltung der Blasensäule einengt. Dadurch steigt die Interaktion der Blasen im Bereich der Wand an und somit wird mehr Schallenergie in diese eingekoppelt. Die sich ausbildenden Strömungen sind

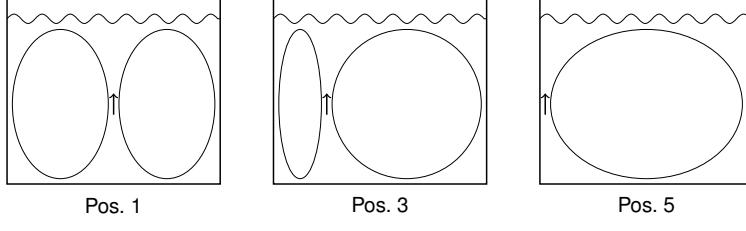


Abbildung 3.15: Schematische Darstellung der sich ausbildenden Strömung in Abhängigkeit der Position der Düse

schematisch in Abbildung 3.15 dargestellt.

3.3.6 Einflussfaktor Durchfluss

Die Abhängigkeit der Messgrößen vom Durchfluss dient sowohl zur Beschreibung des Spülstands als auch zur Ableitung von Kennwerten, die den aktuellen Spülzustand beschreiben. Durch den MFC wird ein gewünschter Spülgasstrom vorgegeben. Der sich einstellende Leitungsdruck wird gemessen. Die sich einstellende Kennlinie setzt sich aus der Kennlinie des Durchflussreglers, der

Rohrleitungen, der Düse sowie des Gefäßes zusammen. Da die dynamische Kennlinie des MFC stark von dessen Regelcharakteristik abhängig und diese produktsspezifisch ist, werden für die Modellversuche stets stationäre Prozesssituationen betrachtet. Der Einfluss der Rohrleitungen auf die Kennlinie wird durch die bauliche Gestaltung der Rohrleitungen sowie der Beschaffenheit der Rohre bestimmt. Diese Einflussgrößen und der sich daraus ergebende Druckverlust werden in den Reibungsverlusten zusammengefasst. Insbesondere Baugruppen, die den Strömungswiderstand im Rohr wesentlich beeinflussen, wie Düsen oder Filter, müssen hierbei besonders berücksichtigt werden. Sowohl beim Real- als auch Laborspülstand befinden sich keine Bauteile in den Rohrleitungen zwischen Drucksensor und Düse. Bei der Auslegung von Rohrleitungssystemen wird der Rohrquerschnitt so gewählt, dass die Reibungsverluste im Rohr vernachlässigt werden können. Für den Laborspülstand können diese ebenfalls vernachlässigt werden, da sie im Maximum wesentlich kleiner als ein Prozent des gemessenen Drucks sind. Unter Verwendung der Düse mit 4 mm Öffnungsdurchmesser kann der Einfluss der Düse auf den sich einstellenden Druck minimiert werden. Trägt man diesen über den Durchfluss auf (Abbildung 3.16), so zeigt sich ein nahezu linearer Anstieg des Drucks mit zunehmender Spülgasmenge ausgehend vom hydrostatischen Druck.

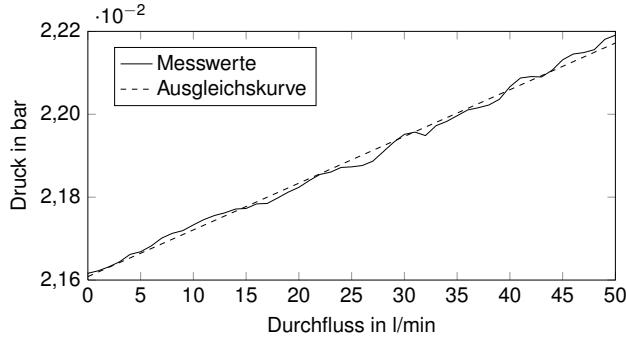


Abbildung 3.16: Durchfluss–Druck–Kennlinie des Laborspülstands mit der 4 mm Düse und einem Füllstand von 21,9 cm

In den Frequenzspektren des Drucksignals in Abbildung 3.17 sind charakteristische Peaks erkennbar. Aus den Versuchen mit den Leckagerohren lässt sich schließen, dass diese Frequenzen am Ende der Rohrleitungen und somit an der Spüldüse entstehen. Diese werden mit zunehmendem Durchfluss zu tieferen Frequenzen verschoben.

An einem Spalt, an dem die Blasen gebildet werden, ist bei geringem Durchfluss die Blasengröße abhängig von der geometrischen Gestaltung des Spalts [101]. Die Blasenablösefrequenz steigt so lange mit dem Durchfluss an, bis der gesamte Spalt mit sich bildenden Blasen besetzt ist, also

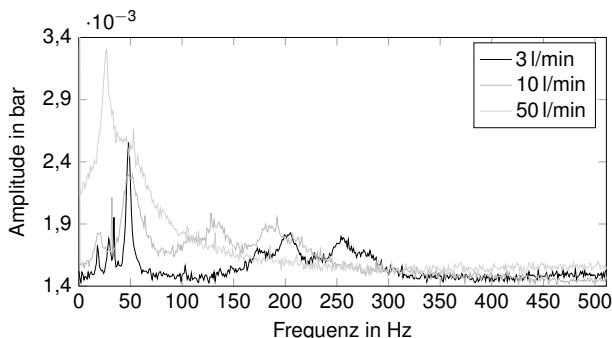


Abbildung 3.17: Frequenzspektrum des Drucksignals für 4,0 mm Düse bei verschiedenen Spül-gasdurchflüssen

die Blasen sich nicht mehr alleinig aufgrund ihres Auftriebs und ihrer Oberflächenspannung vom Spalt lösen können. Wird darüber hinaus der Durchfluss erhöht, so stagniert die Zunahme der Anzahl der Blasen, was dazu führt, dass der Blasendurchmesser signifikant zunimmt und überwiegend von der Ausströmgeschwindigkeit abhängig ist, da die Blasen nicht mehr ungehindert aufsteigen können [6, 101].

Die Verschiebung der Blasenablösefrequenz ist nicht ausschließlich auf den Dopplereffekt zurückzuführen. Wird das Frequenzspektrum um die Doppler-Verschiebung korrigiert, dargestellt in Abbildung 3.18, so wird die Verschiebung des Peaks bei 50 Hz kompensiert. Das lässt darauf

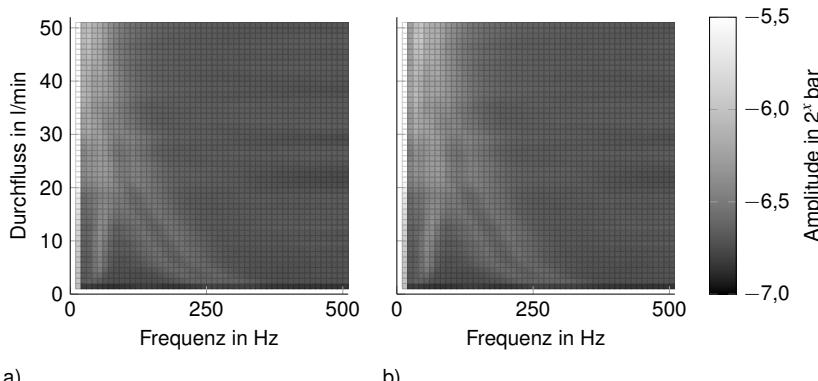


Abbildung 3.18: Frequenzspektrum des Drucksignals a) ohne und b) mit Korrektur der Doppler-verschiebung

schließen, dass dieser durch das Regelventil des MFC in die Gassäule eingekoppelt wird. Beob-

achtet man die Peaks für einen Durchfluss von 3 l/min bei 200 und 260 Hz, so werden diese mit zunehmendem Durchfluss trotz Korrektur der Dopplerverschiebung zu geringeren Frequenzen hin verschoben, bis sie ab einem Durchfluss von etwa 40 l/min konstant bei 25 bis 50 Hz liegen. Unter der Annahme, dass an der Düse ablösende Blasen zu Druckschwankungen in der Rohrleitung führen [77], würde dies bedeuten, dass mit zunehmendem Durchfluss weniger Blasen an der Düse entstehen beziehungsweise sich an der Düse keine einzelnen Blasen bilden, sondern sich ein Spülgaskanal ausbildet, der sich erst mit zunehmender Höhe in einzelne Gasblasen aufteilt. Die Peaks aus dem Frequenzspektrum des Drucksensors sind in den Spektren der Körperschallsensoren (Abbildung 3.19) bei geringen Durchflüssen ebenfalls vorhanden. Mit zunehmendem Durchfluss steigen die Amplituden über das gesamte Frequenzspektrum an. Daraus lässt sich schließen, dass die entstehenden Schwingungen durch die Blasenbildung (bei geringen Durchflüssen erkennbar) sowie durch die Interaktion der Blasen während des Aufstiegs und das Platzen der Blasen an der Badoberfläche erzeugt werden.

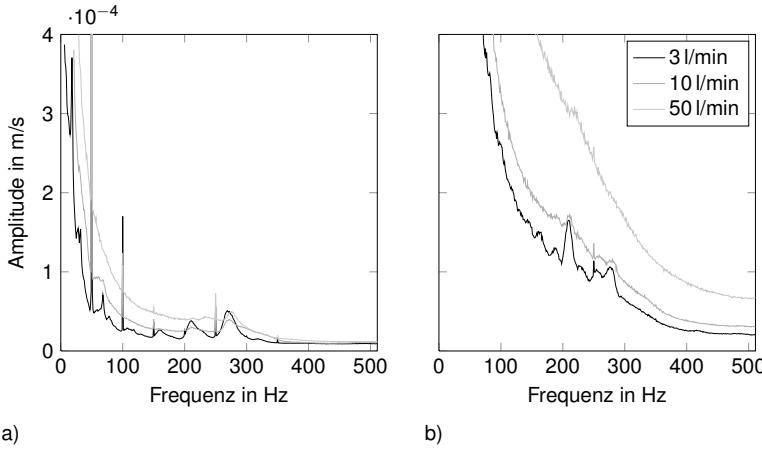


Abbildung 3.19: Einfluss des Durchflusses auf a) Körperschallsensor (0°) und b) Körperschallsensor (90°)

Analysiert man die Effektivwerte der Schwingungssensoren in Abbildung 3.20, so ist für beide Montagepunkte eine Abhängigkeit vom Durchfluss erkennbar. Beide Messkurven weisen eine unterschiedliche Abhängigkeit zu dem Durchfluss unter beziehungsweise oberhalb von etwa 5 l/min auf⁴. Untersucht man den Aufstieg der Blasen, so steigen für Durchflüsse kleiner 5 l/min die Blasen auf, ohne mit anderen Blasen zu interagieren. Mit zunehmendem Durchfluss steigt die Zahl der Zusammenstöße mit anderen Blasen an. Bei einem ungehinderten Blasenaufstieg

⁴Diese Verhalten prägt sich unabhängig des verwendeten Sensors aus.

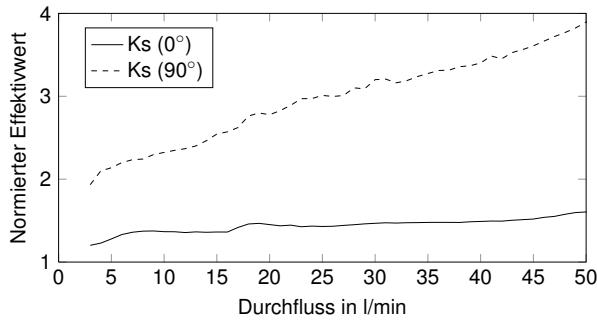


Abbildung 3.20: Korrelation der Körperschallmesswerte mit Durchfluss, normiert auf den Ruhewert bei 0 l/min

entstehen wesentlich weniger mit den Körperschallsensoren messbaren Schwingungen. Die unterschiedliche Abhängigkeit zum Durchfluss zwischen beiden Sensorpositionen liegt vermutlich darin begründet, dass für den Körperschallsensor (0°) die an der Gefäßwand hinter dem Spülfleck reflektierten Schwingungen sich mit denen, direkt zum Sensor bewegenden Schwingungen überlagern beziehungsweise abgeschirmt werden. Bei der Montageposition bei 90° werden die sich ausbreitenden Schwingungen weniger stark überlagert. Dieses Verhalten kann genutzt werden, um den Blasenaufstieg, insbesondere für sehr kleine Spülgasmengen zu bewerten.

3.3.7 Variation des Füllstandes

Abbildung 3.21 zeigt die Abhängigkeit des sich einstellenden Leitungsdrucks vom Füllstand des Spülgefäßes für einen Spülgasdurchfluss von 8,1 l/min für die 4,0 mm Düse. Der Druckanstieg entspricht dem hydrostatischen Druckanstieg der Wassersäule. Ist der Füllstand des Spülgefäßes zu gering, so bildet sich ein Spülgaskanal aus. Erst bei einem Wasserstand von mehr als 5 cm bilden sich Blasen aus, jedoch neigt das Wasserbad bis etwa 15 cm zu Resonanzerscheinungen. Anzunehmen ist, dass mit zunehmendem Füllgrad das gemessene Körperschallsignal ansteigt [28]. Das Aufschaukeln des Wasserbades ist mit den Schwingungssensoren (Abbildung 3.22) messbar.

Bei gleichem Durchfluss ist die Schallentstehung an der Badoberfläche konstant, so dass mit den Schwingungssensoren die Interaktion der Gasblasen untereinander beim Aufstieg ebenfalls gemessen werden. Die durch das Aufschaukeln des Spülbades entstehenden Schwingungen sind ebenfalls im Frequenzspektrum erkennbar (Abbildung 3.23). Die Spektren der Füllstände oberhalb von 15 cm unterscheiden sich in ihrer Charakteristik nur unwesentlich. Die in den Spektren auftretenden Anstiege bei 50 Hz und Vielfachen werden vermutlich elektrisch eingekoppelt.

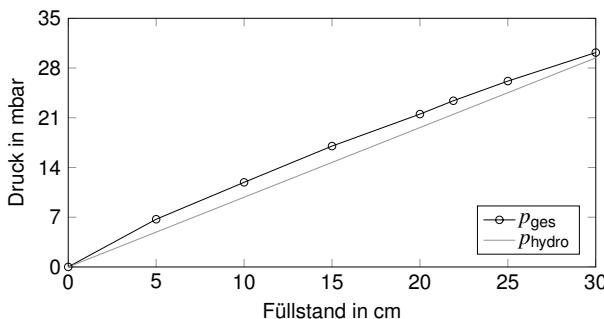


Abbildung 3.21: Abhängigkeit des Leitungsdrucks vom Füllstand des Spülgefäßes bei einem Spülgasdurchfluss von 8,1 l/min

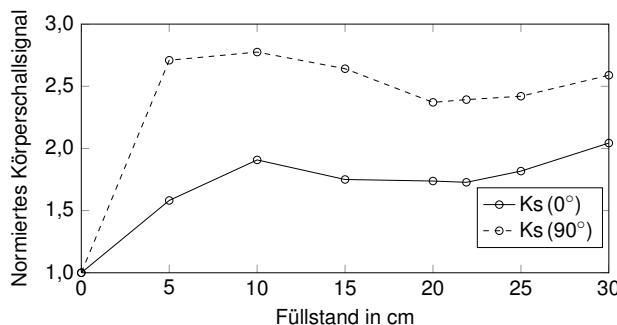


Abbildung 3.22: Abhängigkeit der gemessenen Schwingungen vom Füllstand des Spülgefäßes, normiert auf leeres Gefäß bei einem Spülgasdurchfluss von 8,1 l/min

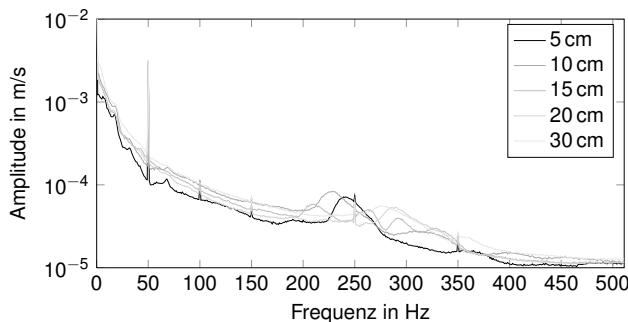


Abbildung 3.23: Einfluss des Füllstandes auf die Frequenzspektren des Körperschallsensors (0°) bei einem Spülgasdurchfluss von 8,1 l/min

3.3.8 Einfluss der Düsengeometrie

Wie gezeigt, beeinflusst die Füllhöhe, und damit die Aufstiegszeit der Spülgasblase, die messbaren Schwingungen. Da dies auf die Interaktion der Spülgasblasen beim Aufstieg zurückzuführen ist, ist anzunehmen, dass bei gleichbleibender Füllhöhe die Anzahl der Kollisionen zwischen den Blasen bei gleichbleibendem Durchfluss ebenfalls zu unterschiedlich stark ausgeprägten Messsignalen führen kann. Ohne die Strömung von außen zu beeinflussen kann die Interaktion der Blasen gesteigert werden, wenn die Anzahl der Blasen vergrößert wird. Dies führt bei gleichbleibendem Durchfluss zu einer Verringerung der Blasengröße.

Eine neben dem zu gewährleistenden Solldurchfluss gestellte Anforderung an einen Spülstein besteht darin, über einen möglichst großen Durchflussbereich eine homogene Verteilung der Spülgasblasengröße zu generieren. Je mehr Spülgasblasen bei einem bestimmten Spülgasdurchfluss in der Schmelze vorhanden sind, umso höher ist die Wahrscheinlichkeit, dass eine Spülgasblase auf einen nichtmetallischen Einschluss trifft und diesen an die Schmelzbadoberfläche transportiert [50, 92, 102].

Über die Düsengeometrie kann die Blasengröße beeinflusst werden [101]. Mit dem Volumenstrom des Spülgases \dot{V}_G und dem Düsenquerschnitt $d_{\text{Düse}}$ kann die sich ausbildende Blasengröße über die empirische Formel nach *Davidson*

$$d_b \approx 0,5378 \text{ cm} \cdot \left(\frac{\dot{V}_G}{\text{cm}^3/\text{s}} \cdot \sqrt{\frac{d_{\text{Düse}}}{\text{cm}}} \right)^{0,289} \quad (3.24)$$

abgeschätzt werden [6, 101]. Um einen möglichst großen Unterschied in der Blasengröße darstellen zu können, werden vergleichend Düsen mit einem Öffnungsdurchmesser von 4,0 mm und von 0,5 mm genutzt.

In Abbildung 3.24 ist die mit einer Hochgeschwindigkeitskamera aufgenommene Blasenbildung gezeigt. Die Auswertung der Aufnahmen mit einem Durchfluss von 8,1 l/min mit Hilfe digitaler Bildverarbeitung ist nicht möglich. Begründet ist dies in der Überlagerung der Blasen. Somit ist keine zuverlässige Verfolgung einzelner Blasen über den gesamten Blasenaufstieg möglich. Eine Spurverfolgung war selbst bei einem Durchfluss von 0,5 l/min nicht für jede Blase durchführbar. Die sich bei der Auswertung von 600 fortlaufenden Einzelaufnahmen ergebenden Messwerte sind in Tabelle 3.8 dargestellt. Mit zunehmender Blasengröße und Aufstiegsgeschwindigkeit wird es zunehmend schwerer, den Aufstieg einzelner Blasen zu beobachten, da diese sich deformieren und an den entstehenden kappenförmigen Blasen sich kleinere Blasen am Blasenrand ablösen oder gar die Blasen komplett in mehrere kleine zerfallen. Der Zerfall von Blasen in kleinere Blasen aufgrund der auf die Blase einwirkenden Kräfte stellt einen statistischen Prozess dar [6].

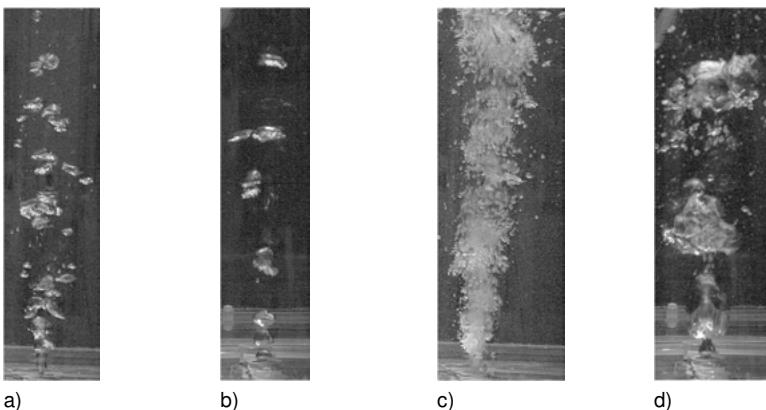


Abbildung 3.24: Aufnahmen der Blasenbildung mit 1/370 s Belichtungszeit bei einem Durchfluss von 0,5 l/min an der a) 0,5 mm und b) 4,0 mm Düse, sowie bei 8,1 l/min an der c) 0,5 mm und d) 4,0 mm Düse

Tabelle 3.8: Laborversuch, Einfluss der Düse auf Blasengröße bei 0,5 l/min

	0,5 mm Düse	4,0 mm Düse
Blasendurchmesser beim Ablösen von der Düse	5,9 mm	11,7 mm
Blasendurchmesser 2 cm unter Badoberfläche	8,1 mm	14,8 mm
Blasendurchmesser berechnet nach (Gleichung 3.24)	6,4 mm	8,7 mm
Aufstiegsgeschwindigkeit 2 cm über der Düse	0,25 m/s	0,35 m/s
Aufstiegsgeschwindigkeit gemittelt über Blasenaufstieg	0,35 m/s	0,38 m/s
Aufstiegsgeschwindigkeit berechnet aus Blasendurchmesser	0,16 m/s	0,23 m/s
Anzahl Blasen pro Minute berechnet aus Blasendurchmesser	4649	596
berechnete Phasengrenzfläche der Blasen	0,51 m ²	0,26 m ²

Die Auswertung der Hochgeschwindigkeitsaufnahmen zeigt, dass die Abschätzung der Blasengröße bei geringen Durchflüssen Tendenzen wiedergibt. Berechnet man nach Gleichung 3.24 die Blasendurchmesser für einen Durchfluss von 8,1 l/min, so ergeben sich für die 0,5 mm Düse 14,4 mm und für die 4,0 mm Düse 19,4 mm. Während diese Abschätzung für die 4,0 mm Düse noch als zutreffend bezeichnet werden kann, widerspricht dies jedoch stark den Beobachtungen an der 0,5 mm Düse in Abbildung 3.24 c). Berechnet man die Aufstiegsgeschwindigkeit aus der Auftriebskraft der Blasen, so zeigt sich sogar bei einem geringen Durchfluss eine Abweichung. Die Austrittsgeschwindigkeit der Blasen und die sich ausbildende Strömung führen zu einer höheren Aufstiegsgeschwindigkeit, als durch eine einfache überschlägige Abschätzung anzunehmen ist. Vergleicht man die Blasenbildung in Abbildung 3.24 a) an der 0,5 mm Düse, so ist hier auf-

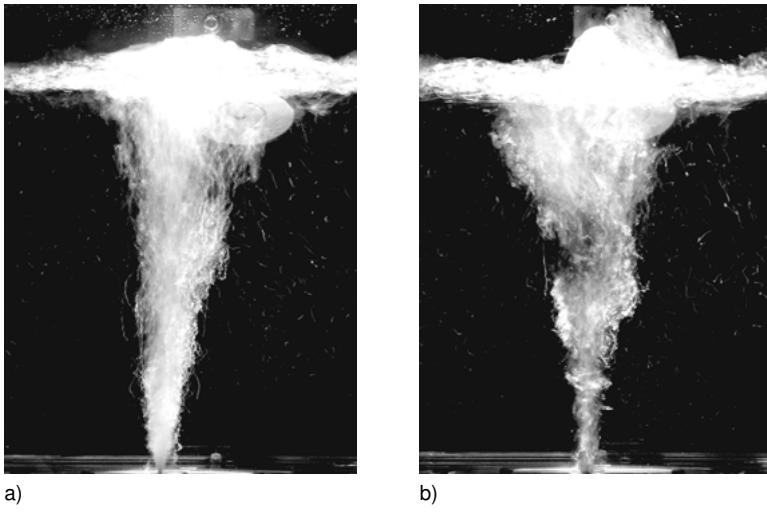


Abbildung 3.25: Einfluss der a) 0,5 mm Düse und b) 4 mm Düse auf die Blasengröße/Spülgasströmung bei einem Durchfluss von 8,1 l/min mit einer Belichtungszeit von 1/10 s

grund der hohen Austrittsgeschwindigkeit an der Düse ($\approx 42 \text{ m/s}$) die Ausbildung eines Gaskanals zu erkennen. Die Blasen steigen an der Düse also aufgrund ihrer Auftriebskraft langsamer auf, als das nachströmende Gas. Für einen Durchfluss von 8,1 l/min werden am Düsenaustritt Strömungsgeschwindigkeiten weit oberhalb der Schallgeschwindigkeit des Gases erreicht. Dies führt dazu, dass sich die Blasen nicht klassisch am Spalt ausbilden können bis sie sich aufgrund ihres Auftriebs von der Düse ablösen, sondern durch die hohe kinetische Energie des nachströmenden Gases in das Fluid eingetragen werden. Hierbei wird weniger Energie am Blasenaustritt in die Expansion der einzelnen Spülgasblase für die Verrichtung der Expansionsarbeit umgesetzt, so dass die sich bildenden Blasen im Vergleich zur Strömungsgeschwindigkeit mehr kinetische Energie in die Schmelze eintragen. Dies führt zu wesentlich kleineren Blasen, als über die Abschätzung zu erwarten wäre. Bei hohen Durchflüssen an der 4,0 mm Düse ist zu beobachten, dass sich jeweils drei bis vier sich bildende Blasen sich zu einer größeren verbinden und diese Aggregation eine kappenförmige Gestalt annimmt. Aufgrund der Verbreiterung der Form nimmt die Aufstiegsgeschwindigkeit ab und ermöglicht der in der Wirbelschleppen nachfolgenden und somit schneller aufsteigenden Blase, diese zu durchstoßen und in einzelne Blasen mit einer sehr großen Varianz der Blasengröße zu zerreißen. Dieser Vorgang findet in Abbildung 3.24 d) am mittleren Blasenhaufen statt.

Die in Abbildung 3.25 dargestellten sich ergebenden Blasensäulen unterscheiden sich in ihrer

Form wie auch in ihrem Habitus. Während die 4,0 mm Düse zu einer in sich rotierenden und schwankenden Blasensäule führt, entsteht an der 0,5 mm Düse eine in ihrer Form wesentlich definiertere und stabilere Blasensäule mit einem vergleichsweise geringem Öffnungswinkel.

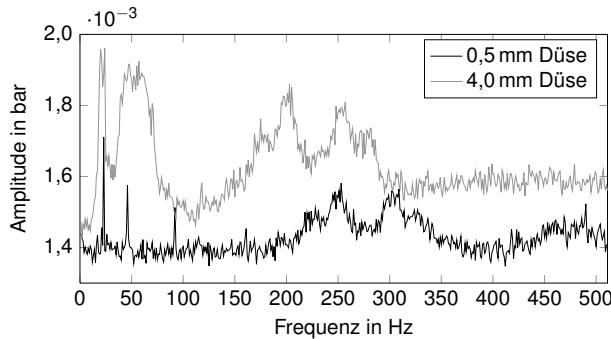


Abbildung 3.26: Einfluss der Düse bei 16,2 l/min auf das Drucksignal

Da durch die sich ablösenden Blasen Druckschwankungen in der Gassäule entstehen können, ist anzunehmen, dass bei einem gleichen Durchfluss im Frequenzspektrum des Drucksignals bei kleineren Blasen höhere Frequenzen angeregt werden. Bei einem Durchfluss von 16,2 l/min sind bei Verwendung der 0,5 mm Düse niederfrequente Anteile weniger stark ausgeprägt als bei der Düse mit einem Öffnungsduurchmesser von 4,0 mm (Abbildung 3.26). Da die Austrittsgeschwindigkeit an der 0,5 mm Düse schon für vergleichsweise geringe Durchflüsse von etwa 4 l/min die Schallgeschwindigkeit übersteigt, sind bei Verwendung dieser Düse keine Informationen im Drucksignal enthalten, die unmittelbar an der Düse entstehen.

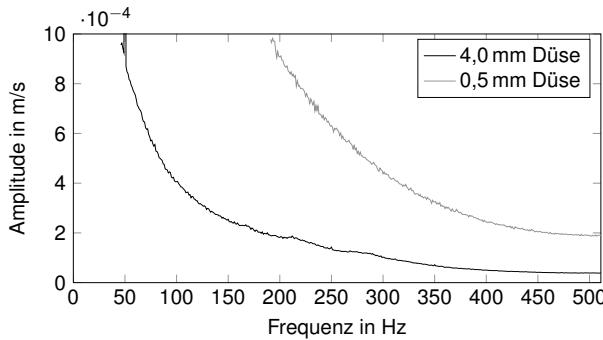
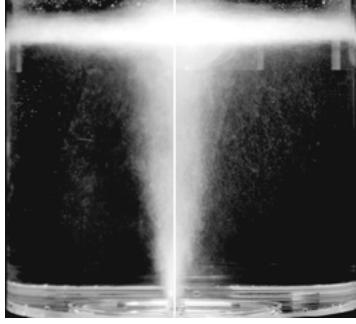


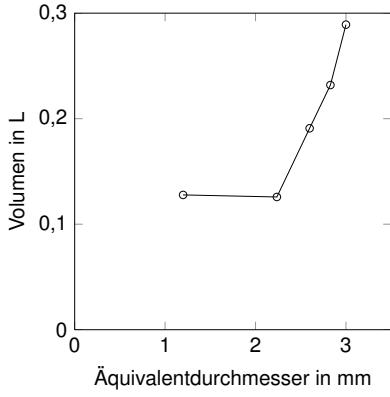
Abbildung 3.27: Einfluss der Düse bei 16,2 l/min auf das Körperschallsignal

Analysiert man das Körperschallsignal in Abbildung 3.27, so werden durch die kleineren Blasen und ihre Interaktion über den gesamten untersuchten Frequenzbereich höhere Amplituden gemessen. Der Körperschalleffektivwert der 0,5 mm Düse bei einem Durchfluss von 8,1 l/min, würde rechnerisch mit der 4,0 mm Düse erst bei einem Durchfluss von fast 50 l/min erreicht werden.

Die mit den Körperschallsensoren gemessenen Schwingungen werden bei gleichem Durchfluss von der Ausprägung der Blasengrößenverteilung und daraus resultierenden Blasensäule beeinflusst. Um diesen Einfluss genauer untersuchen zu können, wird hierfür die Düse mit variablem Düsenquerschnitt eingesetzt.



a)



b)

Abbildung 3.28: Einfluss des Öffnungsgrades der Ringspaltdüse auf die Blasensäule a) im Vergleich mit einem Äquivalentdurchmesser links von 1,2 mm, rechts von 3 mm und b) Änderung des Volumens der Blasensäule in Abhängigkeit des Öffnungsgrades bei einem Durchfluss von 8,1 l/min

In Abbildung 3.28 a) ist im Vergleich der Einfluss des Öffnungsgrades der Ringspaltdüse auf die sich ausbildende Blasensäule als überlagertes Bild aus 20 Einzelaufnahmen mit einer Belichtungszeit von 1/20 s abgebildet. Für die Berechnung des Öffnungswinkels in Abbildung 3.28 b) wurde beidseitig eine Tangente an die Blasensäule angelegt und der eingeschlossene Winkel berechnet. Hier zeigt sich für kleine Öffnungsgrade ein geringer Einfluss auf die Form der Blasensäule. Erst bei höheren Öffnungsgraden steigt der Öffnungswinkel der Blasensäule an. Die Ringspaltdüse bildet den Bereich zwischen der 0,5 mm Düse mit einem Öffnungswinkel von 19° sowie der 4,0 mm Düse mit 26° ab.

Die Abhängigkeit der Messsignale von Körperschall und Schwingungen vom Äquivalentdurchmesser, dargestellt in Abbildung 3.29, dass mit zunehmendem Öffnungsgrad der Staudruck sinkt.

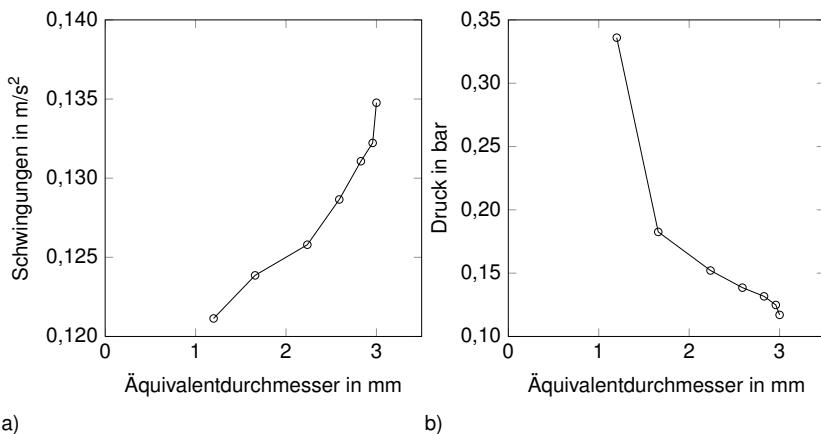


Abbildung 3.29: Effektivwerte a) Körperschall und b) Druck in Abhängigkeit des Öffnungsgrades bei einem Durchfluss von 8,1 l/min

Gleichzeitig steigen die gemessenen Schwingungen an.

Bei der Ringspaltdüse wird durch die sich ändernde Geometrie und den daraus resultierenden Staudruck, die kinetische Energie des Spülgases variiert. Da mit zunehmendem Öffnungswinkel der Blasensäule der Turbulenzgrad der Volumenströmung ansteigt [6], werden die ausströmenden Blasen durch eine höhere Energie stärker verwirbelt, und somit verbleiben diese länger in der Schmelze.

Die Verbreiterung der Blasensäule sollte auch in einem Anstieg des Füllstandes erkennbar sein, da hierbei die Aufstiegswege vergrößert werden und somit sich mehr Spülgas in der Flüssigkeit befindet. Durch das Aufwallen der Badoberfläche im Spülfleck und der Schaumbildung ist die Volumenzunahme durch das Spülen nicht zuverlässig anhand von einfacher Bildverarbeitung quantifizierbar. Die Volumenzunahme liegt bei etwa 0,2 bis 0,3 L und entspricht somit einem Spülgasgehalt der Schmelze von etwa 1,4 bis 2 vol%. Würde die Anzahl sowie der Aufstieg und die Interaktion der Blasen zum Beispiel mit Hilfe der digitalen Bildauswertung ermittelbar sein, wäre es möglich, die Grenzfläche des Spülgases in der Schmelze genauer zu bestimmen. Ebenfalls wäre es möglich, Unterschiede des Energieeintrages vom Spülgas in die Schmelze aufgrund unterschiedlicher Spülsteingometrien bei gleichem Spülgasdurchfluss zu quantifizieren. Dies könnte genutzt werden, um die Gestaltung der Spülsteingometrien effizienter zu machen. Ebenfalls könnte der für die Berechnung der für den Spülerfolg erforderlichen Rührleistung benötigte effektive Volumenstrom und dessen Einflussfaktoren genauer bestimmt werden.

3.3.9 Simulation der Schlacke

Je nach verwendetem Schlackesystem kann die Schlacke eine unterschiedlich Viskosität aufweisen und in unterschiedlichen Mengen vorhanden sein. Deshalb ist es nötig, einen möglichen Einfluss der Schlacke auf die Messgrößen abzuschätzen. Schlacke wird in wasserbasierten Modellen meist mit expandiertem Polystyrol (EPS) [7, 41, 103] oder mit Öl [8, 35, 38, 47] abgebildet. EPS-Kugeln bieten den Vorteil, dass diese aufgrund ihrer geringen Dichte nur bei sehr hohen Spülströmungen in die Schmelze eingespült werden, jedoch neigen diese, insbesondere bei einer hohen Badbewegung zur Ausbildung von Agglomeraten. Öle eignen sich aufgrund ihrer Viskosität und ihres Fließverhaltens besser, um das Verhalten von Schlacke abzubilden. Ebenfalls ermöglichen diese auch das Abbilden von emulgierenden Schlackesystemen. Aufgrund ihrer optischen Beschaffenheit ist für die Bildverarbeitung EPS besser geeignet, da hier ein hoher optischer Abstand zum Wasserbad realisiert werden kann. Folgend werden sowohl EPS-Kugeln mit einem mittleren Durchmesser von 3 mm als auch handelsübliches Sonnenblumenöl genutzt, um den Einfluss auf die zu messenden Größen abschätzen zu können. Wird mit EPS-Kugeln

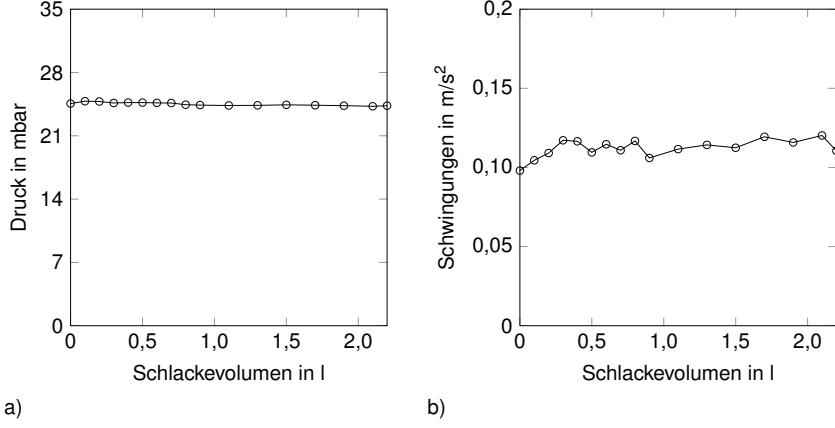


Abbildung 3.30: Einfluss des Schlackevolumens (EPS) auf a) Druck und b) Körperschallsignal (90°) mit einem Durchfluss von 8,1 l/min unter Verwendung der 4,0 mm Düse

die Schlacke simuliert, so ist zu erwarten, dass akustische Schwingungen, die durch das Platzen der Blasen an der Badoberfläche entstehen, aufgrund der Abschirmung gedämpft werden könnten. Selbst bei einem Volumen von 2,2 L EPS-Kugeln, dies entspricht einer Schicht von etwa 3,4 cm, ist weder ein Einfluss auf den gemessenen Leitungsdruck noch eine Änderung der Schwingungen messbar (Abbildung 3.30). Die in Abbildung 3.30 b) vorhandene Abweichung der Schwingungen nach der Zugabe von 0,1 bis 0,3 L ist größer als die Reproduzierbarkeit des Ver-

suchsstandes. Ab einem Schlackevolumen von etwa 0,3 L bildet sich auf der Spüladoberfläche eine mehrlagige Schicht aus den EPS-Kugeln aus.

Dieses Verhalten lässt darauf schließen, dass die Schwingungen nicht abhängig vom entstehenden Spülfeleck sind und daraus resultierend die Interaktion der Spülgasblasen beim Aufsteigen abbildet. Eine eingesetzte Schlackemenge kann die Schwingungsmessung beeinflussen. Im Vergleich mit dem Einfluss der Düsengeometrie oder des Füllstands des Spülgefäßes ist dieser Einfluss deutlich geringer ausgeprägt.

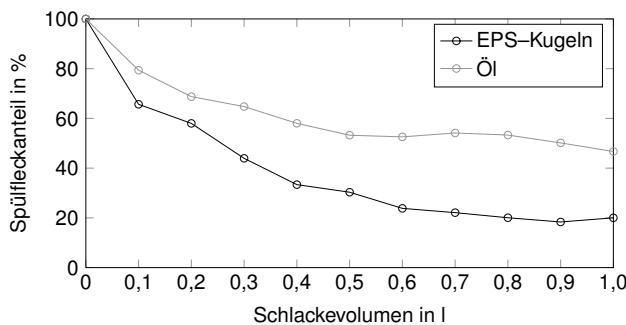


Abbildung 3.31: Prozentualer Anteil der Fläche des Spülfeckes an der Gesamtbadoberfläche bei einem Volumenstrom des Spülgases von 8,1 l/min und 4,0 mm Düse

In Abbildung 3.31 ist im Vergleich der sich ausbildende Spülfeleck in Abhängigkeit des Schlackevolumens bei gleich bleibendem Spülgasstrom dargestellt. Sowohl für EPS als auch Öl zeigt sich ein ähnliches Verhalten. Ab einem Volumen von etwa 0,6 L bilden sich bei den EPS-Kugeln mit zunehmender Spülzeit Agglomerate, so dass die Kugeln angehäuft werden und auch bei Unterbrechung des Spülprozesses der Spülfeleck sich nicht mehr zurückbildet. Trotz dessen nimmt mit zunehmender Menge an EPS-Kugeln der Spülfeleckanteil auch bei über 2 L weiterhin ab, ohne dass die Annäherung an einen Grenzwert zu beobachten war. Die Verwendung von Öl (als Schlacke) zeigt ebenfalls mit zunehmender Menge eine Abnahme des Spülfeleckanteils an der Badoberfläche. Es ist auch nicht anzunehmen, dass mit zunehmender Schlackemenge ein fester Wert des Spülfeleckanteils erreicht werden könnte. Wie in der Variation des Wasserfüllstandes beobachtet, bildet sich bei einer Füllmenge des Labormodells unterhalb etwa 3,5 L oder einem Füllstand von 5 cm eine Gassäule aus. Es ist also anzunehmen, dass es ein Grenzvolumen der Schlacke gibt, ab der die Spülgasblasen ebenfalls in der Schlacke, ähnlich wie im Wasser, aufsteigen und auf der Schlackenoberfläche einen Spülfeleck ausbilden.

Untersucht man den sich ausbildenden Spülfeleck in Abhängigkeit des Spülgasdurchflusses in Abbildung 3.32, so ist ab Ausbildung des Spülfecks ein nahezu linearer Anstieg mit zunehmendem

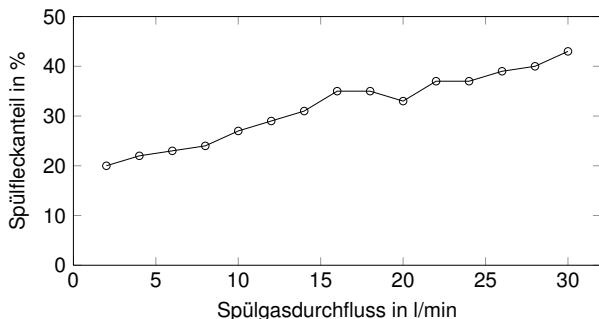


Abbildung 3.32: Einfluss des Spülgasdurchflusses auf die Spülfleckgröße unter Verwendung der 4,0 mm Düse mit 0,6 L EPS

Durchfluss beobachtbar. Mit zunehmendem Spülgasdurchfluss nimmt ebenfalls die Bewegung des Spülflecks zu [104], so dass die Bewertung einzelner Aufnahmen stärker variiert.

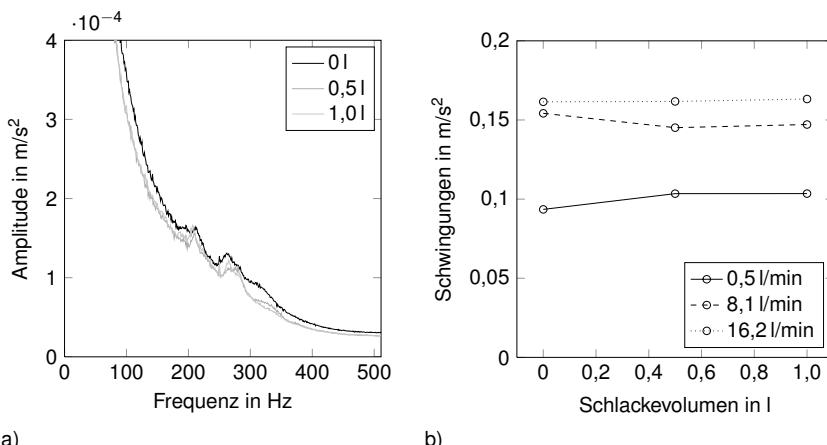


Abbildung 3.33: Einfluss der Schlackemenge (Öl) auf a) das Frequenzspektrum bei 8,1 l/min und b) den Effektivwert des Körperschallsensors (90°)

Ebenso wie bei den Versuchen mit EPS-Kugeln beeinträchtigt Öl als Schlacke den Messwert des Körperschalls nur marginal. Jedoch bildet das Öl bei längerem Spülen mit dem Wasser eine Emulsion. Um den Einfluss der sich ausbildenden Emulsion auf die gemessenen Schwingungen zu prüfen, wurde mit 0, 0,5 und 1,0 L Öl für jeweils eine halbe Stunde gespült, um einen stabilen Spülzustand sicherzustellen. Wie in Abbildung 3.33 b) zu sehen, ist keine signifikante

Veränderung in den gemessenen Schwingungen in Abhängigkeit des Ölvolmens erkennbar. Im Frequenzspektrum des Körperschallsignals in Abbildung 3.33 a) ist nur eine Dämpfung der Frequenzen um 300 Hz erkennbar. Aufgrund der unterschiedlichen Dichte von Wasser und Öl und der daraus resultierenden Schallgeschwindigkeiten, sowie der durch die Ölblasen zusätzlichen Grenzfläche wird das Frequenzspektrum beeinflusst. Dieses Verhalten kann zum Beispiel zur Schlackedetektion genutzt werden, um eine Verschleppung von Schlacke in den Guss zu vermeiden [10].

Der sich bildende Spülfleck zeigt ebenfalls eine Abhängigkeit von der eingesetzten Düse, dargestellt in Abbildung 3.34. Analog zum Öffnungswinkel der Blasensäule zeigt sich bei gleichem Durchfluss ein signifikanter Unterschied in der Größe des Spülfleckes je nach eingesetzter Düse.

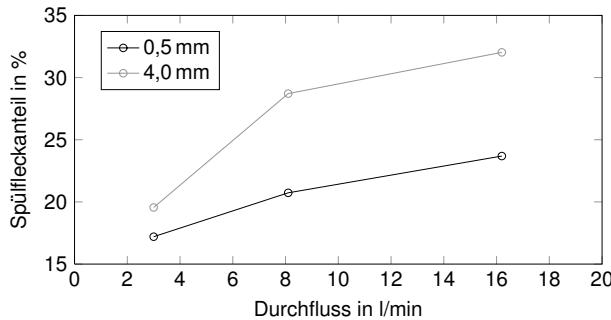


Abbildung 3.34: Prozentualer Anteil der Fläche des Spülfleckes an der Gesamtbadoberfläche in Abhängigkeit der Düse bei charakteristischen Durchflüssen mit 0,6 L EPS

Anhand der Ergebnisse aus den Versuchen mit Öl und Styroporkugeln ist zu vermuten, dass auch im realen Spülstand die Auswertung des Spülfleckes stark von dem eingesetzten Schlackesystem beeinflusst werden kann. Sollte die Viskosität und Menge der Schlacke hinlänglich bekannt sein, so ist dies eine Möglichkeit, die wirksame Spülgasmenge abschätzen zu können. Insbesondere bei kleinen Durchflüssen und geringen Schlackemengen ist die Genauigkeit der Auswertung des Spülfleckes ein probates Mittel, die Spülgasmenge hinreichend genau bestimmen zu können. Jedoch muss beachtet werden, dass es beim Einsatz von Spülsteinen sowohl aufgrund der Spülcharakteristik als auch aufgrund des Abnutzungsgrades zu Fehlauswertungen kommen kann.

3.3.10 Spülerdichterkennung

Strömt ein Gas in einem Rohr, so entsteht ein Strömungsrauschen. Anhand der Erkenntnisse, die in der Dimensionierung der Rohrleitungen getätigt wurden, sollte dieses Rauschen mit dem

hier verwendeten Drucksensor detektierbar sein. Der sich einstellende Leitungsdruck ist abhängig von dem eingestellten Durchfluss, dem Pfannenfüllstand und der verwendeten Düse. Während der Durchfluss vorgegeben wird und der Füllstand bekannt ist, kann der Einfluss der Düse, insbesondere bei unbekannter Düsengeometrie, nur abgeschätzt werden. Der sich durch die Düse und bedingt auch durch die Rohrleitungen einstellende Staudruck kann in Abhängigkeit der geometrischen Beschaffenheit und dem verwendeten Spülgas als isothermer oder adiabatischer Verdichtungsprozess berechnet werden [105]. Wird die Gestaltung der Düse als unbekannt angenommen, so kann der sich ausbildende Staudruck in Verbindung mit dem sich ausbildenden Strömungsrauschen zur Beurteilung der Düse herangezogen werden.

Um das Strömungsrauschen geeignet quantifizieren zu können, wird eine Möglichkeit benötigt, die das Rauschen des gemessenen Drucksignals quantifiziert. Hierbei gilt es, den sich einstellenden Staudruck zu berücksichtigen, damit dessen Einfluss die Bewertung nicht beeinträchtigt. Um das Strömungsrauschen in Abhängigkeit des Leitungsdrucks zu quantifizieren, wird das Verhältnis von Signal zu Rauschen ermittelt. Das Signal-zu-Rausch-Verhältnis (SNR) stellt das Verhältnis des Nutzsignals zum Störsignal dar. Es wird in den verschiedensten Anwendungsbereichen, zum Beispiel in der Akustik, Spektrometrie und digitalen Bildverarbeitung genutzt und wird je nach Anwendungsfall unterschiedlich definiert [106–108]. Während das Nutzsignal durch dessen Deterministik definiert ist, besteht für das Störsignal keine einheitliche definierte Beschreibung. Bei der hier durchgeführten Druckmessung besteht die Deterministik aus dem statischen Leitungsdruck. Wird dieser zeitlich hoch aufgelöst gemessen, kann hier der Effektivwert oder der Mittelwert des Messsignals genutzt werden, um den statischen Anteil des Drucks zu beschreiben. Für die Charakterisierung des Rauschens wird die Standardabweichung σ herangezogen. Somit ergeben sich

$$SNR_1 = \frac{\bar{p}}{\sigma} = \frac{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n p_i}{\sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (p_i - \bar{p})^2}} \quad (3.25)$$

und

$$SNR_2 = \frac{\bar{p}_{\text{RMS}}}{\sigma} = \frac{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n p_i^2}}{\sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (p_i - \bar{p})^2}} \quad (3.26)$$

als mögliche Berechnungsvorschriften des SNR.

In Abbildung 3.35 sind die Signal zu Rausch Verhältnisse der 4,0 mm Düse sowie deren reziproke Werte vergleichend dargestellt.

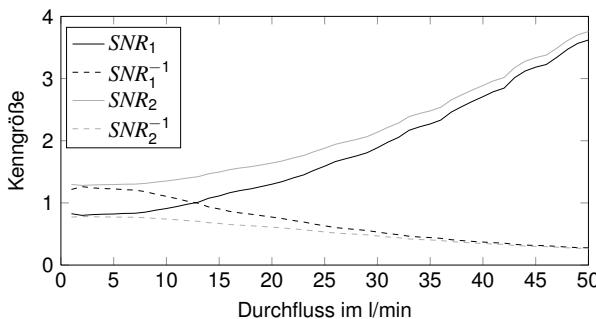


Abbildung 3.35: SNR-Kennzahlen des gemessenen Drucks in Abhängigkeit des Durchflusses an der 4,0 mm Düse des Drucksignals

Analysiert man die Einflussgrößen des Strömungsrauschen in Rohrleitungen, so können dessen Abhängigkeiten, wie in der Dimensionierung des Laborspülstandes erfolgt, über den inneren Schallleistungspegel (Gleichung 3.7, Seite 16) abgeschätzt werden. Wird das Leitungssystem nicht verändert, so steigt der innere Schallleistungspegel proportional zur Strömungsgeschwindigkeit an.

Wird ein stationärer Prozess angenommen, so kann die Strömungsgeschwindigkeit im Rohr aus dem vorgegebenen Massestrom berechnet werden. Die Abhängigkeit des sich einstellenden Druckes vom Durchfluss kann, wie in Kapitel 3.3.6 dargestellt, über eine Ausgleichskurve beschrieben werden.

Bei den Versuchen mit der Ringspaltdüse mit variierbarem Düsenquerschnitt (Kapitel 3.3.8) wurde gezeigt, dass mit abnehmendem Strömungsquerschnitt in der Düse der Leitungsdruck ansteigt. Da bei einer Verringerung des Strömungsquerschnittes bei gleichbleibendem Volumenstrom zusätzliche Verdichtungsarbeit verrichtet werden muss, muss der Leitungsdruck um den für die Verdichtungsarbeit benötigten Staudruck ansteigen. Im Stillstand ist der Leitungsdruck gleich dem hydrostatischen Druck. Der sich ergebende Gesamtdruck

$$p_{\text{ges}} = p_{\text{hydro}} + p_{\text{dyn}} + p_{\text{Stau}} \quad (3.27)$$

setzt sich aus dem hydrostatischen Druck und einem dynamischen Anteil, bestehend aus dem dynamischen Druck p_{dyn} , der aufgebracht werden muss, um den Durchfluss im Rohr zu erreichen und den durch die Düse verursachten Staudruck p_{Stau} zusammen.

Ist der Staudruck wesentlich größer als der statische Druck, so ist das durch das strömende Gas verursachte Strömungsrauschen wesentlich kleiner als der Leitungsdruck. Wird SNR_1^{-1} un-

tersucht, so gibt das Verhältnis σ/\bar{p} , auch als Variationskoeffizient bezeichnet, an, wie sehr der Messwert um den Erwartungswert streut. Der Variationskoeffizient ist ein Maß für die Abweichung relativ zur Größe des Erwartungswertes [109]. Das bedeutet, mit zunehmendem Durchfluss steigt die Streuung des Messsignals, die als ein Maß für das Strömungsrauschen betrachtet werden kann.

Wird das *SNR* auf den betrachteten Durchflussbereich normiert, so bildet

$$SNR_{\text{norm}} = \frac{SNR - SNR_{\min}}{SNR_{\max} - SNR_{\min}} \quad (3.28)$$

den Anteil des sich ausbildenden Staudruckes am Leitungsdruck ab. Beim Betrieb des Labor-spülstandes können diese Grenzfälle experimentell durch den Betrieb mit verschlossener Ring-spaltdüse sowie mit der 4,0 mm Düse abgebildet werden.

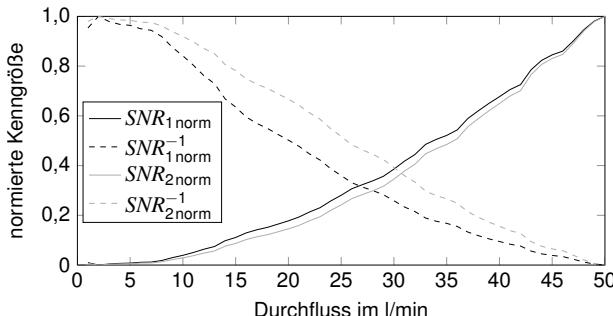


Abbildung 3.36: Normierte SNR-Kennzahlen des gemessenen Drucks in Abhängigkeit des Durchflusses an der 4,0mm Düse des Drucksignals

Werden diese Werte auf den Wertebereich 0 bis 1 normiert, wie in Abbildung 3.36 dargestellt, so zeigen beide Modelle ein ähnliches Verhalten. Im Vergleich zeigt SNR_2 in der Regressionsanalyse eine bessere Aussagekraft als SNR_1 .

Dies ermöglicht die Berechnung des Volumenstroms

$$\dot{V} = (p - p_{\text{hydro}}) \cdot a \cdot (1 - SNR_{2\text{norm}}) \quad (3.29)$$

mit dem Skalierungsfaktor

$$a = 89,7 \frac{l}{bar \cdot min} \quad (3.30)$$

aus den gemessenen Druckwerten. Der Skalierungsfaktor kann mittels der Monte Carlo Methode bestimmt werden. Die hierbei erzielte beste Lösung weist ein Bestimmtheitsmaß von 0,98 auf. Bei der Verwendung der Ringspaltdüse kann somit der Durchfluss aus den Druckmesswerten berechnet werden, ohne den Öffnungsgrad zu kennen. Das bedeutet, die Auswertung des *SNR* ermöglicht eine Bewertung des Öffnungsgrades der Düse. Diese Berechnungsvorschrift gilt für die Verwendung der 0,5 mm, der 4,0 mm und der Ringspaltdüse.

3.3.11 Reinheitsgradspülen

Beim Einspülen von Legierungselementen sowie bei der Entfernung von Schadgasen wird eine große Anzahl von Spülgasblasen in der Schmelze benötigt. Auch für die Durchmischung wird die benötigte Röhrenergie über das Spülgas bereitgestellt. Im Gegensatz zum Legierungs- und Entgasungsspülen wird beim Reinheitsgradspülen eine vergleichsweise geringe Spülgasmenge benötigt.

Das Reinheitsgradspülen wird in der Literatur im Vergleich zum Vakuumspülen selten untersucht [18]. Aufgabe des Reinheitsgradspübens ist die Entfernung nichtmetallischer oxidischer Einschlüsse zur Erhöhung des Reinheitsgrades. Beim Reinheitsgradspülen sollte die Spülleistung gering sein, damit ein erneutes Emulgieren der Schlacke in der Schmelze verhindert wird, aber die Schlacke aus der Schmelze heraus gespült wird [18].

Um die für das Reinheitsgradspülen nötige Strömungsbedingung zu realisieren, ist eine laminare Strömung und daraus resultierend ein geradliniger Blasenaufstieg nötig. Damit die folgende Blase ebenfalls geradlinig aufsteigen kann, muss diese außerhalb des Blasennachlaufs der vorherigen Blase aufsteigen können. Dies entspricht in diesem Fall etwa dem Dreifachen des Durchmessers der Blase [95, 96]. Nach *Saffman* [110] ist für eine Weber-Zahl von 1 ein stationäres Aufstiegsverhalten zu beobachten. Entsprechend Gleichung 3.21 ergibt sich eine Aufstiegsgeschwindigkeit von 0,208 m/s. Berechnet man den Spülgasdurchfluss aus der Aufstiegsgeschwindigkeit und dem Blasendurchmesser unter Berücksichtigung des Blasennachlaufs, so ergibt sich ein Spülgasdurchfluss von etwa 0,236 l/min.

Wird am Versuchsspülstand der Spülgasdurchfluss so eingestellt, dass sich ein linearer Blasenaufstieg einstellt, wie in Abbildung 3.37 dargestellt, ergibt sich mit dem Betrieb der 0,5 mm Düse ein Durchfluss von 0,133 l/min. Verwendet man die 4,0 mm Düse, so stellt sich ein Durchfluss von 0,136 l/min ein. Wird die Ringspaltdüse eingesetzt, so ergibt sich je nach eingestelltem Öffnungsgrad ein Durchfluss zwischen dem der 0,5 und der 4,0 mm Düse.

Für einen Blasendurchmesser von 10 mm ergibt dies etwa 8 Blasen pro Sekunde. Da bei einem geradlinigen Blasenaufstieg davon ausgegangen werden kann, dass die Blasen während des Aufstiegs nicht miteinander interagieren, kann angenommen werden, dass die Schallentstehung hauptsächlich beim Ablösen von der Düse sowie an der Schmelzbadoberfläche stattfindet. Beim

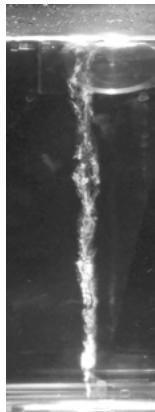


Abbildung 3.37: Geradliniger Blasenaufstieg am Laborversuch (Ringspaltdüse, Äquivalentdurchmesser von 2,2 mm, 1/4 s Belichtungszeit)

Übergang vom laminaren zum turbulenten Blasenaufstieg entstehen aufgrund der Interaktion der Blasen beim Blasenaufstieg zusätzliche Schwingungen. Dieser Übergang ist am Laborspülstand durch eine Zunahme des Anstiegs der Schwingungen bei gleichmäßiger Durchflussteigerung detektierbar. Bei diesen Messungen zeigte sich, dass vergleichsweise kleine Störquellen diese Detektion nachteilig beeinflussen.

Wird die Varianz des Frequenzspektrums ausgewertet, so kann der Einfluss der Störgeräusche minimiert werden, wenn nur ein definierter Frequenzbereich ausgewertet wird. Bei 8 Blasen pro Sekunde ergibt dies einen Frequenzbereich bis etwa 10 Hz. Untersuchungen von Störgrößen am Laborspülstand zeigten, dass dieser Frequenzbereich durch viele auch niederfrequente Einflussgrößen überlagert wird.

Die Auswertung mittels Drucksensoren ist möglich und empfehlenswert, da hierbei, wie von *Hofebole und Brimacombe* [77] berichtet, die Blasenablösfrequenz gemessen werden kann. Ebenfalls kann eine Bewertung der auftretenden Leckagen erfolgen und Verstopfungen am Spüler gemessen werden. Somit ist eine Messung, sowie die Beurteilung des Durchflusses beim Reinheitsgradspülprozesses möglich.

Wird dieser Durchfluss auf den Realspülstand adaptiert, so ergibt sich aus der Dimensionierung ein Durchfluss von 25 l/min pro Spüler.

3.4 Zusammenfassung der Ergebnisse aus den Laborversuchen

Anhand der experimentellen Untersuchungen im Labormaßstab lässt sich abschätzen, inwieweit mit der Auswertung von Druck- und Körperschallsignalen eine Bewertung des Spülprozesses durchgeführt werden könnte. Weiterhin tragen die Versuche am Laborspülstand aufgrund der besseren Beobachtbarkeit und der größeren Variation der Einflussfaktoren wesentlich zum Verständnis bei und ermöglichen die Identifikation von Stör- und Messgrößen. Die Körperschallsensoren zeigen im Laborversuch, dass die Messsignale durch äußere Störgrößen, wie zum Beispiel die Raumklimatisierung oder andere Schwingungen erzeugende Ereignisse, beeinträchtigt werden können. Durch die Verwendung von Schwingungsabsorbern und des Deckels können diese Einflüsse minimiert werden. Es ist zu erwarten, dass die im Stahlwerk aufgrund der dortigen Umgebungsbedingungen vorkommende Vielzahl an Störquellen die Auswertung der Körperschallsignale erschweren werden. Somit müssen die Störgrößen der Umgebung hinsichtlich ihres Einflusses auf die Messung berücksichtigt werden. Ebenfalls gilt es, Veränderungen, die die Dämpfungseigenschaften des Spülstands beeinflussen, zu identifizieren und geeignet bei der Auswertung der Messgrößen zu berücksichtigen. Trotz dessen ist eine Auswertung des Körperschalls erfolgversprechend, da dieser geeignet ist, die Spülgasmenge zu detektieren, beziehungsweise bei bekannter Spülgasmenge eine Aussage über die durchschnittliche Blasengröße in der Schmelze zu treffen.

Untersucht man nur das Entstehen der Blasen an der Düse sowie das Platzen der Blasen an der Badoberfläche, so ist das dadurch entstehende Körperschallsignal proportional zu der Anzahl der Blasen und der Phasengrenzfläche. Unter der Annahme, dass es einen maximalen Blasendurchmesser in der Schmelze gibt, ab dem die Spülgasblasen in kleinere zerfallen [55], so ist das Körperschallsignal als proportional zu der Spülgasmenge anzusehen. Wird weiterhin die Interaktion der Blasen untereinander in der Schmelze berücksichtigt, so ist diese unter den gemachten Annahmen proportional zur Durchflussmenge des Spülgases. Unterhalb eines bestimmten Durchflusses ist ein lineares Aufsteigen [96] der Spülgasblasen ohne Interaktion zwischen den Blasen anzunehmen.

Es wird beobachtet, dass bei der Montage des Körperschallsensors in einem Winkel von 90° zur Linie durch Düse und Mittelpunkt des Gefäßes die Abhängigkeit zwischen den gemessenen Schwingungen und dem Durchfluss deutlicher ausgeprägt ist.

Die spektrale Analyse des Drucksignales eignet sich, um den Spülvorgang zu bewerten. So sind Leckagen in den Zuleitungen detektierbar. Ebenfalls wird gezeigt, dass bei gleichartigen Leckagen eine Identifikation des Ortes der Leckage möglich ist. Ist jedoch die Art, Position und Größe der Leckage unbekannt, so können unterschiedliche Leckagen zu ähnlichen Frequenzspektren

im Drucksignal führen. Das bedeutet für einen Realspülstand, dass beim Vorhandensein von oft auftretenden Leckagen, zum Beispiel an Rohrkupplungen, Dichtungsringen oder Ähnlichem, eine Identifikation der Leckage anhand ihrer Charakteristik möglich ist. Durch die sich einstellende Blasenablösefrequenz und der Strömungsgeschwindigkeit des Spülgases in der Düse ist ebenfalls durch die spektrale Analyse des Druckmesswertes eine Bewertung des Verstopfungsgrades und der Blasengröße möglich.

Die Blasengröße wird sowohl durch das zu spülende Medium als auch durch die Strömungsbedingungen an der Düse beeinflusst. Bei einer Austrittsgeschwindigkeit des Spülgases kleiner der Aufstiegsgeschwindigkeit bilden sich größere Blasen. Tritt das Spülgas mit einer wesentlich höheren Geschwindigkeit aus, als es in der Schmelze aufgrund von Strömung und Aufstiegsgeschwindigkeit aufsteigen kann, kollidieren die aufsteigenden Blasen oberhalb der Austrittsöffnung und es bilden sich somit wesentlich kleinere Blasen aus, als über die Abschätzung der Düsengeometrie erwartbar wäre. Ebenfalls wird die Ablösung und der Aufstieg der Blasen durch die Strömung an der Düse beeinflusst. Somit ist die sich ausbildende Blasensäule und ihre Blasengrößenverteilung ein wesentlicher Einflussfaktor für den Spülvorgang. Eine Bewertung der Blasensäule über den sich ausbildenden Spülfleck ist möglich, sofern die Menge und die viskosen Eigenschaften der Modellschlacke berücksichtigt werden.

Ebenfalls wird gezeigt, dass die entstehenden Schwingungen sowohl durch Interaktionen beim Blasenaufstieg als auch beim Platzen der Blasen im Spülfleck entstehen. Die Schlacke kann durch ihre Menge und Viskosität die Größe des Spülflecks beeinflussen, jedoch fällt der Einfluss auf die austretenden Spülgasblasen vergleichsweise gering aus.

Die wesentlichen untersuchten Einflussgrößen sind in Tabelle 3.9 dargestellt.

Tabelle 3.9: Zusammenfassung der Einflussgrößen aus den Versuchen am Laborspülstand auf die zu messenden Größen

	Ks	Druck	Anmerkung
Lüftung (Labor)	-	(-)	Frequenzbereich von 150 bis 350 Hz
Gefäßdeckel Dämpfer	+	+	schirmt äußere Einflüsse ab Signale und Störgrößen werden gedämpft, Aufschaukeln des Bades wird begünstigt
(+)(-)	(+)(-)		
Aufschaukeln	-	0	Verursacht Schwingungen, die Signale überlagern
Position der Düse bei $0,35 \cdot r$	+	+	Düsenposition beeinflusst die sich ausbildende Strömung
Durchfluss	+/(+)	+	Körperschallsignal bei 90° stärker als bei 0° zur Linie Düse zu Mittelpunkt des Gefäßes
Füllstand	+	+	hydrostatischer Druck muss beachtet werden, mit mehr Füllstand steigt Körperschallsignal
Öffnungswinkel der Blasensäule	+	(-)	Bei Druckmessung wird Staudruck beeinflusst
Schlacke EPS	0	0	
Schlacke Öl	0/(-)	(-)	Schlacke muss bei Leitungsdruck an der Düse bzw. Spülstein in bar ($p_{Düse}$) berücksichtigt werden

Einfluss: + positiv, (+) bedingt positiv, 0 ohne, (-) bedingt negativ, - negativ

4 Ergebnisse am Realspülstand

Die Versuche am Laborspülstand zeigen, dass durch eine spektrale Auswertung der Drucksignale sowie der durch das Spülgas hervorgerufenen Schwingungen zusätzliche Informationen über das Spülverhalten in der Pfanne gewonnen werden können. Die Auswertung der sich beim Spülen einstellenden Strömung über den sich ausbildenden Spülfleck, beziehungsweise die im Modell bestimmten Korrelationen zwischen Gasdurchfluss und der sich ausbildenden Strömung sind von Prozessparametern wie zum Beispiel Füllstand abhängig. Ebenfalls existieren Einflussgrößen, die sich während des Spülprozesses ändern können. So kann sich die Düsengeometrie durch Verschleiß und Infiltration der Stahlschmelze in die Kapillaren ändern. Eine solche Änderung der Spülsteine wird meist in numerischen Simulationen der Spülströmung nicht berücksichtigt, so dass es zu signifikanten Unterschieden zwischen vorhergesagten und gemessenen Größen kommen kann [111]. 4.4

4.1 Planung am Realspülstand

Im Gegensatz zum Laborspülstand stellt der reale Spülstand aufgrund der industriellen Umgebung höhere Anforderungen an die zu verwendende Messtechnik. Damit die am Laborspülstand bestimmten Zusammenhänge auf den Realspülstand übertragen werden können, muss sicher gestellt werden, dass die untersuchten Messgrößen prozesssicher gemessen und verarbeitet werden können.

Der Pfannenspülstand besteht aus einem im Boden eingelassenen Vakuumgefäß, welches über einen Kran mit Pfannen bestückt wird. Das Ankuppeln der Druckleitungen erfolgt über eine automatische Kupplung. Um das Gefäß zu verschließen, fährt nach dem Einsetzen der Pfanne der Deckelwagen über das Gefäß und verschließt dieses. Über den Deckelwagen erfolgen sowohl die Messung von Prozessparametern wie Temperatur und chemische Zusammensetzung über Sonden als auch die Zugabe von Legierungselementen.

Wie in der überschlägigen Abschätzung bereits ausgeführt, welche für die Dimensionierung des Laborspülstandes genutzt wurde, ist es möglich, dass sich aufgrund einer Leckage ausbildende Schallwellen von der Kupplung aus sowohl in Richtung Spülstein als auch in Richtung der Gasversorgung ausbreiten. Hierbei bleibt zu berücksichtigen, dass alle Unstetigkeitsstellen in den

Gasleitungen zu Störsignalen führen, die ein eventuelles Messsignal überlagern können. Der optimale Montageort der Drucksensoren sollte sich demzufolge möglichst nah an der vermuteten Leckage befinden.

Da sowohl in als auch entgegen der Strömungsrichtung des Spülgases gemessen werden kann, empfiehlt sich eine Einbauposition vor der Kupplung. Dies bietet Vorteile in der Handhabung, da eine pfannenseitige Montage der Drucktransmitter bei jedem Pfannenwechsel einen erhöhten Anschlussaufwand bedeutet und somit dies eine mögliche zusätzliche Fehlerquelle darstellt. Werden die Transmitter von der Kupplung aus hallenseitig eingebaut, so sind an die zu montierenden Sensoren deutlich geringere Anforderungen, bezogen auf die mechanische und thermische Belastbarkeit, gestellt. Dies bietet ebenfalls den Vorteil, dass vorhandene Drucksensoren genutzt werden könnten, sofern diese die Anforderungen, insbesondere die benötigte Abtastrate, erfüllen. Hierbei bleibt aber zu beachten, dass in den Rohrleitungen vorhandene Filter die Signalausbreitung beeinträchtigen können. In dieser Arbeit werden die Drucksensoren zwischen Kupplung zur Pfanne und dem letzten in Strömungsrichtung vor der Kupplung befindlichen Filter montiert. Somit werden an die Drucksensoren, abgesehen von der Abtastrate und ausreichender Genauigkeit, keine gesonderten Anforderungen gestellt, die über die üblichen Anforderungen in der industriellen Applikation hinausgehen. Die Temperatur des Spülgases in den Versorgungsleitungen erreicht je nach Umgebungstemperatur Werte zwischen 20 und 30 °C und muss beim gewählten Einbauort nicht gesondert berücksichtigt werden. Bei den eingesetzten Drucktransmittern handelt es sich um piezoresistive Sensorelemente des Typs 8323 der Firma *Bürkert* mit einer Grenzfrequenz von 1 kHz und einem kompensierten Temperaturbereich von 0 bis 80 °C und einer Genauigkeit von 0,08 bar [112].

In [28] werden für die Überwachung des Spülvorganges einer Stahlschmelze verschiedene Möglichkeiten der Vibrationsmessung vorgestellt. Kontaktlose Verfahren, wie der Einsatz eines Laservibrometers, ermöglichen die Schwingungsmessung direkt an der mit bis zu 450 °C heißen Außenseite der Pfanne. Jedoch ist aufgrund der Staubentwicklung und Flammenbildung beim Spülvorgang dieses optische Messverfahren sehr wartungsintensiv und fehleranfällig. Gegebenenfalls muss ein Umbau bei einer vorhandenen Anlage durchgeführt werden, damit mittels Laser durch ein Sichtfenster die Schwingungen auf der Gefäßwandung gemessen werden können. Werden die Schwingungen mit einem kontaktierten Schwingungsaufnehmer gemessen, so muss ein geeigneter Messort gewählt werden. Insbesondere die thermische Belastbarkeit des Sensors und dessen mechanischer und elektrischer Anschluss müssen berücksichtigt werden. Um den Einfluss von Temperaturschwankungen auf die Kalibrierung so gering wie möglich zu halten, sollte ein Einbauort mit einer geringen Temperaturwechselbelastung gewählt werden.

Da die verschiedenen möglichen Montageorte unterschiedliche Anforderungen an den Schwingungssensor stellen, muss der optimale Montageort bestimmt werden, bevor ein möglicher Sensor spezifiziert werden kann. Hierbei ist zu beachten, dass direkt an der Pfannenaußenseite zwar

Tabelle 4.1: Anforderungen an Körperschallsensor je nach Einbauort

Kriterium	Einbauort		
	Pfannenaußenseite	Pfannenhalterung	Kammeraußenseite
Thermische Belastung	180 – 450 °C [28]	geringer als Pfannenaussenseite	< 100 °C
Signalstärke [28]	100 %	76 %	
TWB	hoch	geringer	am geringsten
Wartung	einfach möglich	Anlagenstillstand	evtl. Anlagenstillstand
Montage	einfach möglich	einfach möglich	einfach möglich
zusätzlicher Arbeitsaufwand	groß	evtl. Anlagenstillstand	evtl. Anlagenstillstand
Störanfälligkeit	hoch	gering	gering
		mittel	gering

das stärkste Signal messbar wäre, aber hier die Belastung des Sensors durch Temperatur, Verschmutzung und mechanische Beanspruchung am höchsten ist.

In Tabelle 4.1 werden drei mögliche Einbausituationen hinsichtlich der Umgebungsbedingungen verglichen. Wird ein Anbauort an der Außenseite des Spülgefäßes gewählt, so muss entweder an jedem Gefäß je ein Sensor angebracht werden oder ein Wechselsensor an dem jeweilig verwendeten Gefäß montiert werden. Beide Varianten dieser Lösung scheiden aufgrund des zusätzlichen Aufwandes für Montage oder elektrischen Anschlusses bei jedem Pfannenwechsel aus. Da die Pfannenhalterung stoffschlüssig mit dem Vakuumgefäß verbunden ist, ist kein wesentlicher Unterschied zwischen den Anbringungspunkten an der Pfannenhalterung im wie auch außerhalb des Gefäßes zu erwarten. Da an der Kammeraußenseite aufgrund der baulichen Situation auszuschließen ist, dass der Sensor durch Schlackespritzer oder herabfallenden Anhaftungen von dem Spülgefäß beschädigt werden könnte, wird dieser Einbauort als am besten geeignet identifiziert. Für den Messaufbau wird ein Industrie-Beschleunigungsaufnehmer für rau Umgebungsbedingungen des Typs 8324 der Firma Brüel&Kjaer gewählt [113]. Wie in [28] berichtet, muss bei der Spezifikation des Anforderungsprofiles auf eine ausreichend hohe Sicherheit für die thermische Belastbarkeit geachtet werden, da bei einem Ausfall des Sensors mit einem hohen Invest und mehrmonatigen Lieferzeiten zu rechnen ist. Mit einer thermischen Beständigkeit von bis zu 482 °C ist sichergestellt, dass der in dieser Arbeit genutzte Sensor prozesssicher zur Messwerterfassung genutzt werden kann.

4.2 Versuche mit leeren Pfannen

Um den Einfluss des Zustandes der Spülsteine zu bewerten, werden leere und geheizte Pfannen gespült. Genutzt wird je eine Pfanne mit vorhandener Leckage, eine Pfanne mit einem verstopf-

tem Spüler und eine Pfanne ohne bekannte Auffälligkeiten. Die Spüler dieser Pfannen werden sowohl einzeln als auch gemeinsam mit Druck gemäß Abbildung 4.1 beaufschlagt und der sich einstellende Durchfluss sowie die Messgrößen bewertet.

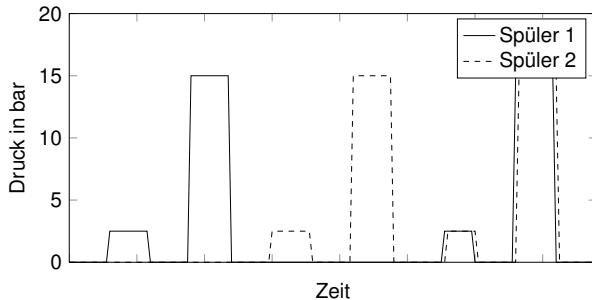


Abbildung 4.1: Spülanweisung leere Pfanne

Dies ermöglicht es, den Einfluss der Spülsteine unabhängig von der Schmelze in der Pfanne im Messaufbau zu bewerten. Wird die Pfanne ohne Auffälligkeiten untersucht, so zeigt sich im gemessenen Frequenzspektrum der Drucksignale, dargestellt in Abbildung 4.2, ein Unterschied im Untergrundrauschen der beiden Drucksensoren.

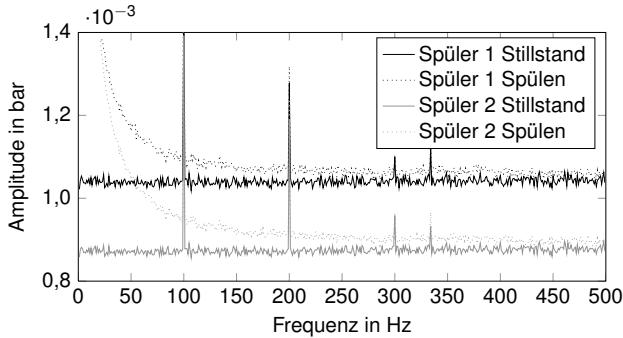


Abbildung 4.2: Einfluss der Spülgasströmung auf das Drucksignal einer leeren Pfanne, Stillstand bei eingesetzter Pfanne ohne Vakuum

Sowohl während des Spülens als auch im Stillstand zeigt Spüler 1 im Vergleich zu Spüler 2 ein höheres Amplitudenniveau. Dies kann mit hoher Wahrscheinlichkeit auf die Anordnung der Spülleitungen sowie die Pfannenkupplung zurück geführt werden, da hier in unterschiedlichem Maß Schwingungen aus der Umgebung in die Luftsäule eingetragen werden können. Wird, wie in Abbildung 4.3 dargestellt, dieser Untergrund vom jeweiligen Spektrum abgezogen (vereinfacht der

Medianwert des Stillstandsspektrums), so zeigt sich bei beiden Spülern eine hohe Ähnlichkeit der Stillstandsspektrten.

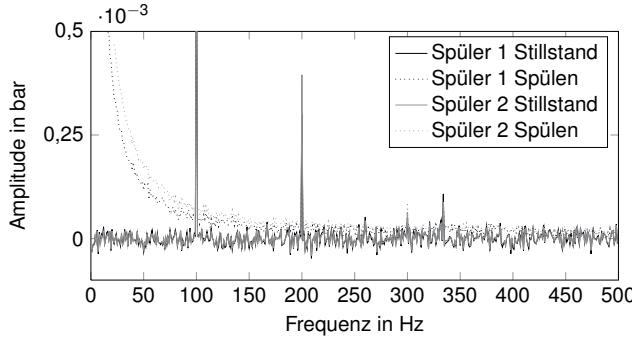


Abbildung 4.3: Einfluss der Spülgasströmung auf das Drucksignal einer leeren Pfanne, Stillstand bei eingesetzter Pfanne ohne Vakuum aus Abbildung 4.2, jeweils um den Medianwert des Stillstandsspektrums reduziert

Der Unterschied der Spülspektren zwischen beiden Spülern lässt darauf schließen, dass bei Spüler 2 insbesondere tiefe Frequenzen stärker angeregt werden. Der Vergleich zu den Einflussfaktoren aus den Laborversuchen lässt die Annahme zu, dass dies auf unterschiedliche Durchflüsse oder einen unterschiedlichen Öffnungsgrad der Düse zurückzuführen sein kann. Dies hätte zur Folge, dass sich bei vorgegebenem Druck an den Spülsträngen unterschiedliche Durchflüsse einstellen würden, somit die Spüler unterschiedliche Kennlinien aufweisen.

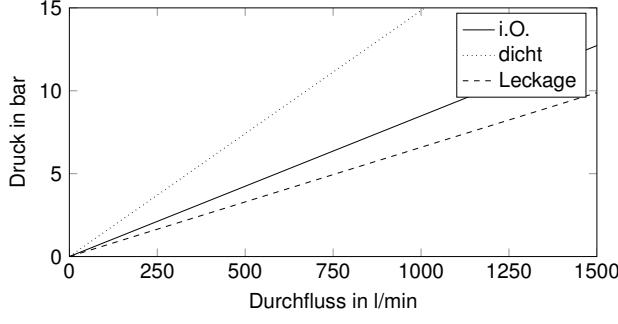


Abbildung 4.4: Spülerkennlinien dreier exemplarischer Spüler ohne Auffälligkeiten ($R^2 = 0,94$), mit angenommener Verstopfung ($R^2 = 0,83$) und Leckage ($R^2 = 0,97$), gebildet aus linearer Regression der Zeitdaten während des Spülvorganges mit jeweiligem Bestimmtheitsmaß

Werden die Durchfluss–Druck–Diagramme dreier exemplarischer Spüler in Abbildung 4.4 verglichen, so zeigt der Spüler mit angenommener Verstopfung ein deutlich geringeres Bestimmtheitsmaß an als die beiden anderen Spüler. Werden die einzelnen Messdaten, die der dargestellten Trendlinie zugrunde liegen herangezogen, so zeigt Spüler „dicht“ im Vergleich zu Spüler „i.O.“ einen erhöhten Strömungswiderstand und eine größere Streuung der Messwerte. Dies kann durch Infiltrationen im Spülstein verursacht sein. Betrachtet man das SNR (Gleichung 3.25), so fällt dieses für den verstopften Spüler geringer als für den Spüler ohne Auffälligkeiten aus, was ebenfalls auf einen verringerten Spülgasdurchfluss am dichten Spüler deutet.

Wird der Einfluß der Spülgasströmung auf das mit dem Schwingungssensor gemessene Frequenzspektrum, dargestellt in Abbildung 4.5, ausgewertet, so werden im Vergleich zum Stillstand durch die Spülströmung im Wesentlichen Frequenzen kleiner 25 und oberhalb 100 Hz angeregt.

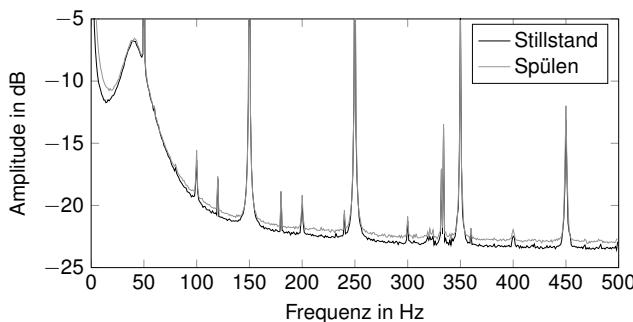


Abbildung 4.5: Einfluss der Spülgasströmung auf das Körperschallsignal einer leeren Pfanne

Wird eine Pfanne mit bekannter Leckage an der Kupplung eingesetzt, dargestellt in Abbildung 4.6, so zeigt sich im Frequenzspektrum des Drucksignals eine geringere Anregung der Frequenzen kleiner 200 Hz. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass das Spülgas vor dem Spülstein entweicht und somit durch den Spülstein weniger Strömungsgeräusche entstehen. Diese Leckage verursacht einen Anstieg der Amplituden im Frequenzbereich zwischen etwa 300 und 400 Hz.

Diese Leckage ist mit dem Schwingungssensor nicht zweifelsfrei messbar, jedoch wirkt diese sich auf das Frequenzspektrum ähnlich aus, wie ein geringerer Durchfluss trotz vergleichbarer Verbrauchsmenge an Spülgas. Wird für den Leckagefall ebenfalls das Durchfluss–Druck–Diagramm betrachtet (Abbildung 4.4), so ist die Leckage durch eine signifikante Verschiebung der Kennlinie zu höheren Durchflüssen bei gleichen Drücken erkennbar.

Die anhand der Versuche mit leeren Pfannen gewonnenen Erkenntnisse ermöglichen eine qualitative Bewertung des Spülerzustandes. Diese können als Indikator zur Erstellung von Bewertungsgrößen genutzt werden. Um eine quantitative Bewertung von Schmelzen durchzuführen,

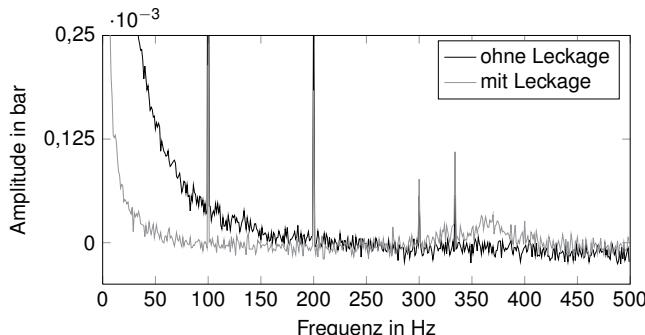


Abbildung 4.6: Vergleich Spüler mit und ohne bekannte Leckage

muss der Einfluss der Schmelze auf die Messgrößen berücksichtigt werden.

4.3 Spektrale Analyse der Messsignale von Körperschall- und Drucksensoren

Würden die in der Pfanne verbauten Spülsteine ein vergleichbares Verhalten wie die im Laborspülstand verwendeten Düsen aufweisen, so könnte der Frequenzbereich, der durch die Bildung, Interaktion und Austreten der Blasen angeregt wird, überschlägig abgeschätzt werden. Da gleichzeitig mehrere Blasen entstehen, als auch die Schmelze verlassen können, können Frequenzen mehrfach angeregt werden, so dass aus der überschlägigen Anzahl der Blasen pro Sekunde das relevante Frequenzband nur grob abgeschätzt werden kann. Somit muss der Frequenzbereich, der durch die Blasen in der Schmelze angeregt wird, experimentell bestimmt werden.

Abbildung 4.7 zeigt eine Schmelzbehandlung mit anschließendem Stillstand. Im Frequenzspektrum sind Peaks zu erkennen, die durch die Hallenumgebung verursacht werden, während für das Spülen keine offensichtlichen charakteristischen Peaks gefunden werden.

Das Einsetzen und die Entnahme der Pfanne zeigen die stärkste Änderung des Effektivwertes des Körperschallsignales während der Schmelzenbehandlung. Diese Anregung ist im gesamten Frequenzspektrum erkennbar, jedoch führt dies zu keinem Übersteuern des gemessenen Signals, so dass davon auszugehen ist, dass während der gesamten Spülbehandlung eine Frequenzanalyse des Schwingungssignales möglich ist und der Schwingungsaufnehmer, entsprechend seiner Spezifikation, unterhalb seiner Belastungsgrenze betrieben wird. Um die Spülgasblasen als Schallquelle nutzen zu können, werden die mit dem Körperschallsensor aufgenommenen Schwingungen in Frequenzbänder geteilt. Ziel ist es, möglichen Störquellen feste Fre-

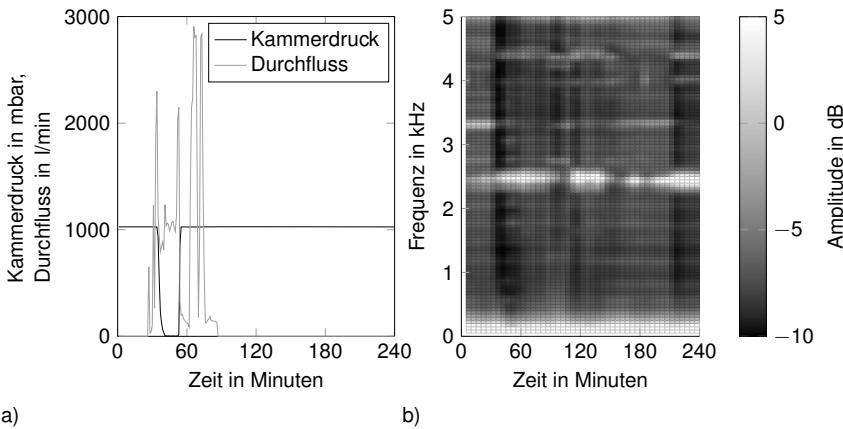


Abbildung 4.7: a) Zeitverlauf Kammerdruck und Durchfluss b) Frequenzkarte Körperschallsignal

quenzbänder zuordnen zu können und einen Frequenzbereich ausfindig zu machen, in dem die mögliche Überlagerung mit dem Messsignal auszuschließen ist oder gegebenenfalls so gering wie möglich ausfällt. Hierfür wird das Schwingungssignal mittels Frequenzanalyse bewertet [69]. In der Frequenzkarte können Prozessschritte wie das Öffnen und Schließen des Deckels sowie das Verfahren des Deckelwagens mit Änderungen der Amplitude ganzer Frequenzbänder korreliert werden. Ebenfalls können Prozessschritte wie die Vakuumbehandlung oder die Förderung von Zuschlagstoffen sowie die Legierungszugabe in der Frequenzkarte als Einflussgrößen erkannt werden.

Aus den Untersuchungen am Laborspülstand geht hervor, dass keine einzelnen charakteristischen Frequenzen sondern ein Frequenzbereich durch das Spülen angeregt wird. Durch die Blasenentstehung, die Interaktion beim Aufsteigen sowie das Entweichen des Spülgases an der Badoberfläche wird das Körperschallsignal in einem weiten Frequenzbereich angeregt.

In Abbildung 4.8 ist der Effektivwert des Körperschallsignals im Vergleich zum Summendurchfluss und zum Kammerdruck für eine Schmelzbehandlung dargestellt. Ansatzweise kann ein Ansteigen des Effektivwertes in Abhängigkeit des Durchflusses beobachtet werden, jedoch führen andere Prozessschritte, insbesondere die Zugabe von Legierungselementen, während der Vakuumbehandlung und das Verfahren von Anlagenbestandteilen zu deutlichen Störungen des Körperschallmesssignals. Beispielhaft ist für die Frequenzen von 1 bis 500 Hz ist das Frequenzspektrum des Körperschallsignals über eine Schmelzbehandlung gemittelt für verschiedene Prozesszustände in Abbildung 4.9 dargestellt. Hier zeigen sich eine Vielzahl charakteristischer Frequenzen, die überwiegend 50 Hz und deren Vielfachen entsprechen und über das elektrische Versorgungs-

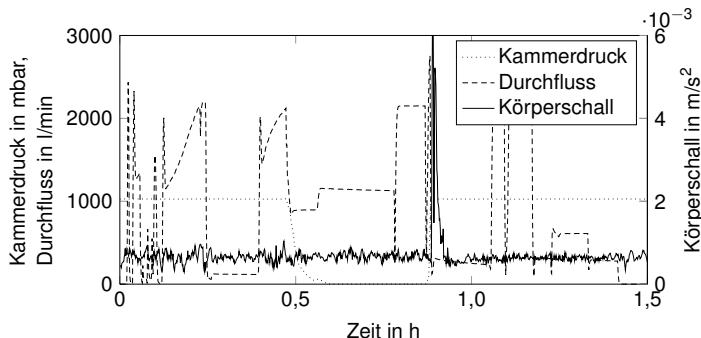


Abbildung 4.8: Darstellung des Effektivwertes des Körperschallsignales einer Schmelze

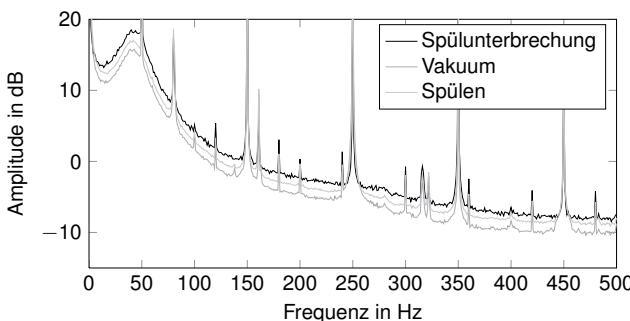


Abbildung 4.9: Beispielhaft gemittelt über eine Schmelze der Frequenzbereich bis 500 Hz des Körperschallsignales für Spülunterbrechung ($V_G = 0 \text{ l/min}$), während der Vakuumbehandlung ($p_{of} < 300 \text{ mbar}$) und während der Spülbehandlung ($V_G > 500 \text{ l/min}$)

netz eingekoppelt werden. Wie anhand der Versuche am Modellspülstand erwartet, existiert kein gesonderter Frequenzbereich, der durch das aufsteigende Spülgas angeregt wird. Dies betrifft ebenfalls die hier nicht dargestellten Frequenzbereiche. Um für die Auswertung geeignete Frequenzbereiche zu identifizieren müssen diese hinsichtlich ihrer Aussagekraft bewertet werden.

Wird der Effektivwert des Signals ausgewertet, so sind Prozessereignisse wie das Öffnen und Schließen von Schleusen, die Absaugung der Kammer, eine Legierungszugabe oder die Durchführung von Messungen mittels Sonden deutlich zu erkennen. Analysiert man die Frequenzanalyse des Signals, so finden sich solche Störungen in dem niederfrequenten Bereich des Spektrums, dargestellt in Abbildung 4.10 für $< 1 \text{ Hz}$. Ebenfalls in den Frequenzen 1 und 2 Hz sind diese erkennbar, zeigen jedoch eine geringere Abhängigkeit von dieser Art von Störgrößen.

Beobachtet man den 50 Hz-Peak in Abbildung 4.11, der durch die Stromversorgung angeregt

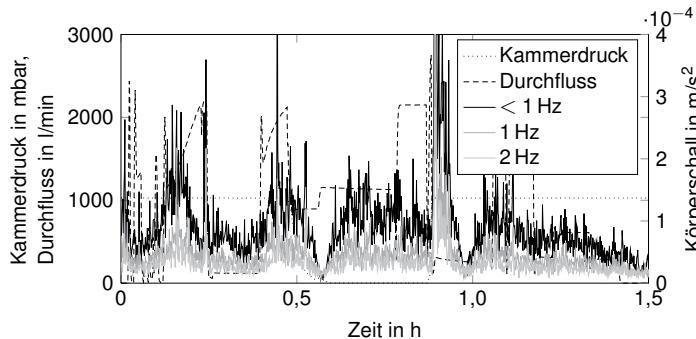


Abbildung 4.10: Darstellung einzelner Frequenzbereiche des Körperschallsignales einer Schmelze

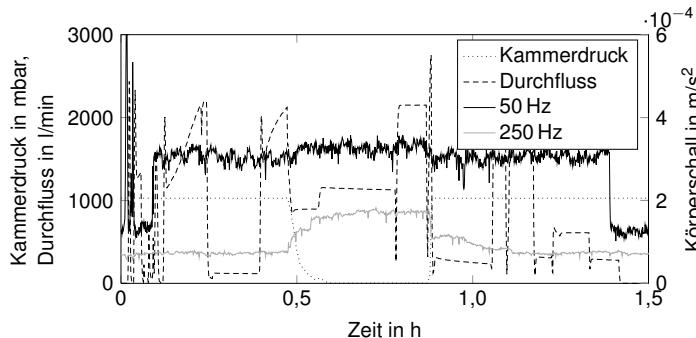


Abbildung 4.11: Darstellung einzelner Frequenzen des Körperschallsignales einer Schmelze

wird, so fällt bei diesem auf, dass bei geschlossenem Deckel (von 0,1 bis 1,4 h) die Amplitude dieser Frequenz deutlich höher liegt als bei offenem Spülgefäß. Wird das Spülgefäß verschlossen, so fährt der Deckelwagen über die in dem Vakuumgefäß stehenden Pfanne und senkt den Deckel ab. Hierbei wird durch den Deckel das Gefäß mit etwa 50 Tonnen und der Bereich um das Spülgefäß durch den Deckelwagen mit etwa 450 Tonnen belastet. Dadurch wird das Vakuumgefäß belastet, was eine bessere Signalübertragung zur Folge hat. Insbesondere die Vielzahl elektrisch betriebener Bauteile des Deckelwagens, von Signallampen bis hin zu Förderbändern sowie Mess- und Regeltechnik, dienen hierbei ebenfalls als Signalquelle und regen Frequenzen von 50 Hz und deren Vielfache an.

Wird die Vakuumkammer evakuiert, müsste die Absaugung des Vakuumgefäßes ebenfalls im Frequenzspektrum nachweisbar sein [114]. Die erwartbare Frequenz kann über den die Pumpe

antreibenden Motor sowie der Getriebeübersetzung bestimmt werden und liegt bei etwa 250 Hz (ebenfalls in Abbildung 4.11 dargestellt).

Für die Identifizierung des Frequenzbereiches, der die Charakteristik der aufsteigenden Spülgasblasen beschreibt, bietet sich eine Auswertung von Terz- und Oktavbändern¹ in Kombination mit Detailregressionsanalysen an.

Der Einfluss der Absaugung ist aufgrund der Verwendung von Asynchronmaschinen als Antriebeinheiten ebenfalls in den Oktavbändern mit $f_m = 2000$ Hz nachweisbar (Abbildung 4.12). In den

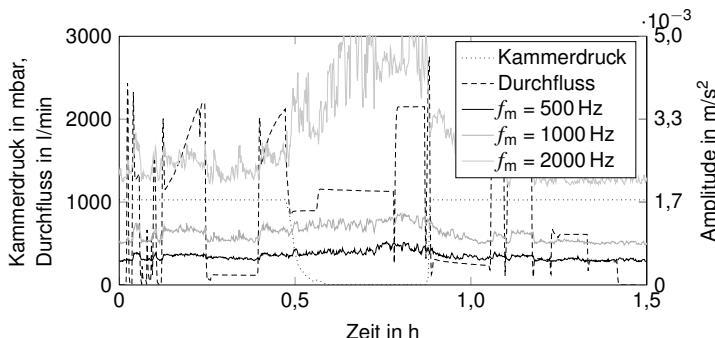


Abbildung 4.12: Darstellung einiger Oktavbänder des Körperschallsignales einer Schmelze

Bändern mit $f_m = 500$ Hz und $f_m = 1000$ Hz ist dieser Einfluss weniger stark ausgeprägt. Da in diesen Oktavbändern eine Korrelation mit dem Spülgasdurchfluss erkennbar ist, ist anzunehmen, dass diese sich zur Bewertung des wirksamen Spülgasdurchflusses eignen können. Aufgrund der besseren Übersicht wurde auf die Darstellung des Oktavbandes mit $f_m = 4000$ Hz verzichtet, da der Informationsgehalt vergleichbar mit dem des Oktavbandes mit $f_m = 500$ Hz beziehungsweise 1000 Hz ist.

In den Oktavbändern mit $f_m = 63$ Hz und $f_m = 125$ Hz überwiegt der Einfluss der Frequenzen mit 50 Hz beziehungsweise mit 250 Hz. Die Bänder mit $f_m = 31,5$ Hz und $f_m = 125$ Hz zeigen keine relevante Korrelation mit Prozessabschnitten der Schmelzbehandlung.

Wenn der Vakuumspülstand während beispielsweise einer Wartung über einen längeren Zeitraum unbestückt ist und der Deckelwagen diesen nicht verschließt, ist es möglich, Produktionsabläufe benachbarter Produktionseinrichtungen im Spektrum des Körperschallsignales zu identifizieren. Wird eine gefüllte Pfanne eingesetzt und das Vakuumgefäß verschlossen, verändert sich das Übertragungsverhalten der Anlage. Es ist sicherzustellen, dass im relevanten Frequenzbereich die Störungen durch benachbarte Prozesse entweder vernachlässigbar sind oder ge-

¹ Die zu den Mittenfrequenzen zugehörigen Frequenzbereiche sind in Tabelle A.2 im Anhang auf Seite 142 zusammengefasst.

gegebenenfalls geeignet zu berücksichtigen sind². Detailregressionsanalysen ergeben, dass die Frequenzbereiche von 360 bis 390 Hz sowie 410 bis 440 Hz geeignet für ein vom Spülgasdurchfluss abhängigen Körperschallkennwert sind. Der in [28] berichtete Einfluss des Kammerdrucks bei der Auswertung des Körperschallsignals von 3 bis 800 Hz kann dem in dieser Arbeit untersuchten Spülstand auf die für den Pumpenantrieb charakteristischen Frequenzen zurückgeführt werden. Um die Wichtigkeit der Amplituden geeignet zu berücksichtigen, wird hier im Gegensatz zu der Darstellung der Oktavbänder die Summe der Amplitudenquadrate gebildet. Dieser Kennwert ist in Abbildung 4.13 dargestellt.

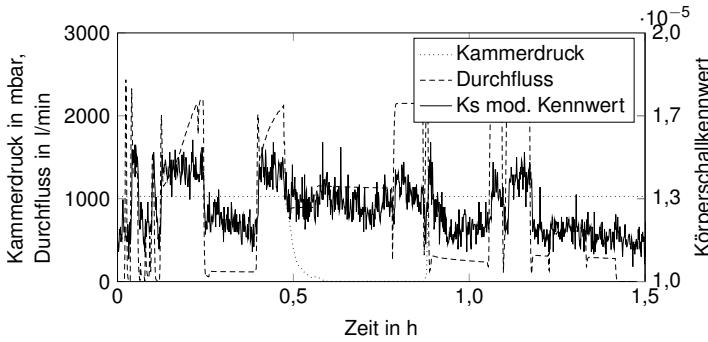


Abbildung 4.13: Darstellung des Körperschallkennwertes einer Schmelze

Es ist ebenfalls zu erkennen, dass bei starken Änderungen des Effektivwertes die Aussagekraft des Kennwertes beeinträchtigt wird, so dass dies für die Berechnung berücksichtigt werden muss. Ebenfalls kann sich der Ruhewert der Kennzahl je nach Umgebungsbedingungen ändern und somit eine automatisierte Auswertung erschweren.

Hierfür ist es notwendig, dass der Ruhewert, im Folgenden Hintergrund genannt, für den Schmelzprozess angepasst werden muss. Um den Einfluss kurzzeitiger Störgrößen zu minimieren, wird die Berechnung des Kennwertes bei starken Änderungen des Effektivwertes ausgesetzt und geeignet geglättet. Der Hintergrund setzt sich aus den Amplituden des analysierten Frequenzbereiches zusammen, welche nicht durch den Spülprozess angeregt werden. Diese können durch Veränderungen an der Anlage, beispielsweise durch Verschleiß oder durch Störquellen verursacht werden. Der Anteil dieser langfristigen Veränderungen kann in ausreichend kleinen Zeiträumen durch den Abzug des Ruhewertes entfernt werden. Da während des Stillstandes dieses Signal

²Dies kann zum Beispiel bei einem Anlagenstillstand erfolgen, indem die Prozessabläufe benachbarter Anlagen mit den Messdaten korreliert werden. So zeigt sich bei dem hier analysierten Spülstand, dass es möglich ist, im geöffneten und leeren Zustand benachbarte Prozesse anhand der Körperschallmessung nachvollzogen werden können. Wird jedoch eine Pfanne eingesetzt und die Vakuumkammer verschlossen, so ist im relevanten Frequenzbereich der Körperschallmessung keine Beeinträchtigung messbar.

sich dynamisch verhält, muss für die kontinuierliche automatisierte Bewertung des Hintergrundes dieser ebenfalls geeignet geglättet werden.

Für die Bestimmung des Hintergrundes wird angenommen, dass, wenn kein Spülgasdurchfluss vorhanden ist, der aus dem Körperschall modellierte Kennwert als Maß für das Grundrauschen angenommen werden kann. Wird aus dem modellierten Kennwert und dem Hintergrund die Differenz gebildet, so weist dieses Modell, dargestellt in Abbildung 4.14, eine Ähnlichkeit zu dem Summenspülgasdurchfluss auf. Jedoch weicht das Modell von dem Spülgasdurchfluss für hohe Spülgasmengen, insbesondere direkt vor und nach der Vakuumbehandlung ab.

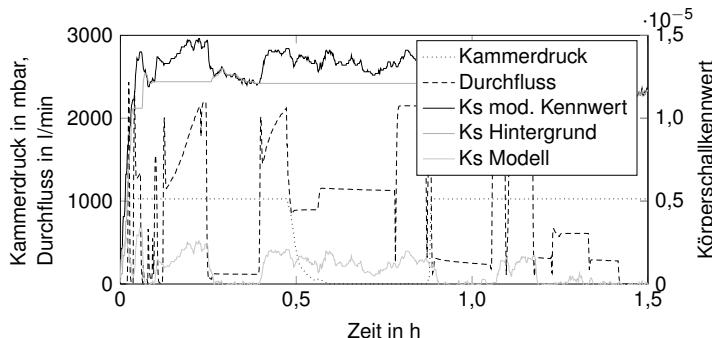


Abbildung 4.14: Darstellung des aus dem Körperschallkennwert berechneten Signals und Hintergrund einer Schmelze

Werden die Oktavbänder der Signalzerlegung der Drucksensoren analysiert, so zeigt sich in den Oktavbändern mit $f_m = 31,5 \text{ Hz}$, $f_m = 63 \text{ Hz}$ und $f_m = 125 \text{ Hz}$ bei schlagartigen Änderungen des gemessenen Effektivdruckes ein ebenfalls schlagartiger Anstieg der Amplituden. Die Oktavbänder mit $f_m = 250 \text{ Hz}$ zeigen hingegen ein abweichendes Verhalten, dies ist in Abbildung 4.15 dargestellt.

Bei beiden Drucksensoren ist eine Korrelation zwischen dem untersuchtem Oktavband und dem Effektivdruck vorhanden, jedoch zeigt der Drucksensor der Spülgaslinie 2 ein stark abweichendes Verhalten für höhere Drücke. Die Korrelation zum Druck und dem daraus resultierenden Durchfluss kann auf das Strömungsrauschen zurückgeführt werden.

Wird der Frequenzbereich mit dem Amplitudenanstieg relativ zu dem Strömungsrauschen betrachtet, so zeigt die Spülgaslinie 2 in den Bereichen einen starken Anstieg, bei denen das Körperschallmodell signifikante Abweichungen zur Spülgasmenge aufweist. In Abbildung 4.16 werden diese Signale zur besseren Vergleichbarkeit jeweils auf ihren maximalen Wert normiert dargestellt.

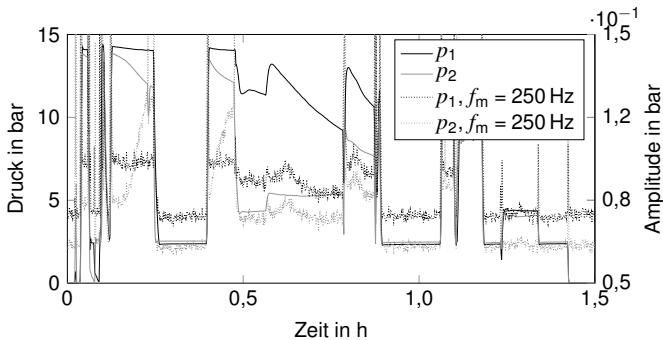


Abbildung 4.15: Darstellung des aus dem Körperschallkennwert berechneten Signals und Hintergrund einer Schmelze

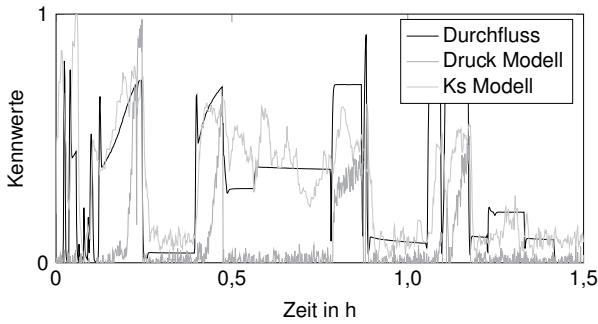


Abbildung 4.16: Darstellung der auf Eins normierten Werte aus Spülgasmenge, Druckanteil und Körperschallmodell

4.4 Körperschallmodell

Damit das anhand der spektralen Auswertung des Körperschallsignals gebildete Modell zur Bewertung des effektiven Spülgasstromes für die kontinuierliche Bewertung der Schmelzbehandlung genutzt werden kann, müssen die möglichen Einflussfaktoren identifiziert werden.

Wird das Stillstandsrauschen analysiert, also der Wert des Modells, welcher als Bezugsgröße für die Spülgasmengenbestimmung genutzt wird, so zeigt sich, dass dieser durch Veränderungen am Spülstand beeinflusst werden kann. Dies können zum Beispiel Reinigungsarbeiten am Vakuumgefäß oder auch Änderungen der Dämpfung von Schwingungen im Bereich der Pfannenauflage sein, die durch das Abstellen schwerer Gegenstände hervorgerufen werden. Auch kann ein Wartungsstillstand einer benachbarten Produktionslinie dieses Hintergrundrauschen beein-

flussen. Ebenso können die verwendeten Pfannen durch Füllstandsschwankungen, Verschleiß und bauliche Variationen das Dämpfungs- sowie das Übertragungsverhalten der entstehenden Schwingungen beeinflussen. Da es sich bei dem Körperschallsignal um ein dynamisches Signal handelt, kann eine geeignete Glättung dem Anwender die Interpretierbarkeit verbessern. Ebenfalls wird ein durch starke kurzfristige Veränderungen hervorgerufenes Übersteuern und daraus resultierende Fehlinterpretation vermieden. Dazu wird das Messsignal mit einem Tiefpassfilter geglättet. Die besten Ergebnisse zeigten sich mit der Verwendung eines PT1–Gliedes, einem Verzögerungsglied erster Ordnung, mittels dessen das Messsignal sowie berechnete Zwischengrößen geglättet werden. Die zeitdiskrete PT1–Filterung mit dem Dämpfungsfaktor D ergibt sich aus [115]

$$y(t) = D \cdot x(t) + (1 - D) \cdot x(t - \Delta t). \quad (4.1)$$

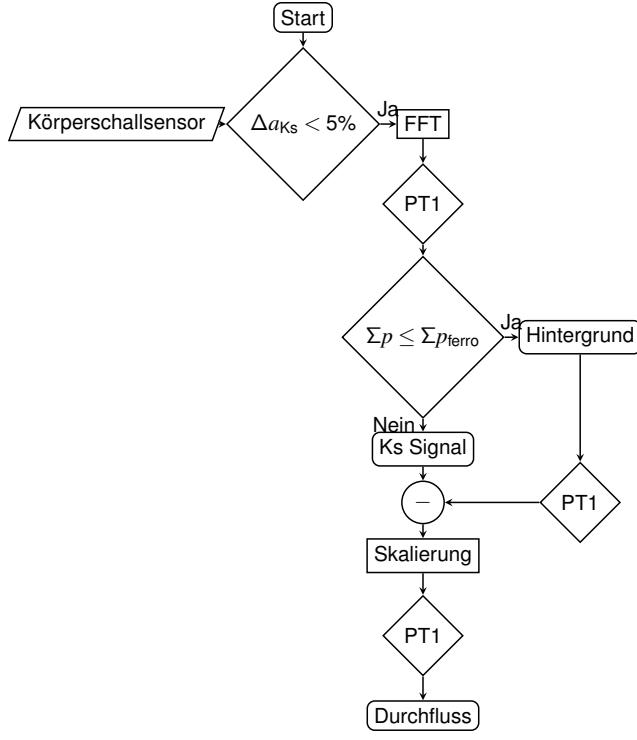


Abbildung 4.17: Funktionsprinzip des Körperschallmodells

Das sich aus diesen Untersuchungen ergebende Ablaufdiagramm zur Berechnung des Spülmodells, dargestellt in Abbildung 4.17, besitzt als Parameter die Berechnungsgrenze, welche sich aus Änderung des Effektivwertes ergibt, den Grenzdruck für die Offsetberechnung, den Skalierungsfaktor für den Durchfluss sowie die Dämpfungsfaktoren der PT1-Glieder. Begründet sind die Dämpfungsglieder in der Annahme, dass sich die Schwingungen, welche durch die Interaktion der Blasen in der Schmelze hervorgerufen werden, in kürzeren Zeitabschnitten ändern können als der Spülgasdurchfluss oder das Hintergrundrauschen. Solange man diesen Einfluss nicht sicher ausschließen kann, werden in der Modellauslegung diese Dämpfungsfaktoren betrachtet und überprüft, ob sie berücksichtigt werden oder vernachlässigt werden können. Die Anzahl sollte minimal gehalten werden, um die Komplexität der Modellrechnung und den Berechnungsaufwand so gering wie möglich zu halten. In Abbildung 4.18 ist dies für die Dämpfung des Signals und dessen Hintergrund dargestellt. Dies kann ebenfalls genutzt werden, um den Einfluss auf die Modellberechnung abzuschätzen und diese Parameter auszulegen.

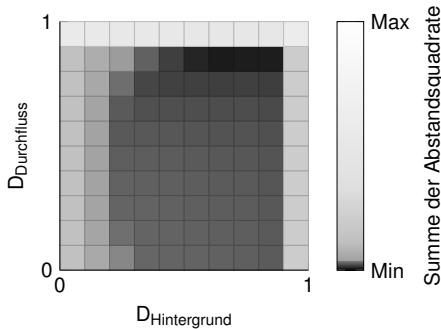


Abbildung 4.18: Variation der Dämpfungsfaktoren von Hintergrund- und Durchflussberechnung bezogen auf den Volumenstrom des Spülgases

Die somit identifizierten und für die Modellberechnung relevanten Parameter:

- die maximal tolerierbare Änderung des Effektivwerts des Körperschallmesswerts $a_{Ks_{max}}$,
- der Grenzdruck für die Berechnung des Körperschallmodells p_g ,
- der Skalierungsfaktor des Körperschallmodells m ,
- der Dämpfungsfaktor PT1 des aus FFT berechneten Körperschallsignales,
- der Dämpfungsfaktor PT1 der Hintergrundberechnung,
- und der Dämpfungsfaktor PT1 der Durchflussberechnung

müssen geeignet bestimmt werden. Werden jeweils nur zwei Parameter gleichzeitig betrachtet, muss sichergestellt werden, dass diese Parameter unabhängig voneinander parametrisiert werden können. Die sich somit ergebenden drei zweidimensionalen Parameterfelder sind zwar an-

schaulich, jedoch müssen für alle sich ergebenden, auch lokalen, Minima eines Parameterfeldes die jeweils anderen zwei berechnet werden. Somit kann der benötigte Berechnungsaufwand für die Bestimmung einer optimalen Lösung nur grob abgeschätzt werden. Es kann auch nicht ausgeschlossen werden, dass die optimale Lösung nicht oder nicht hinreichend genau bestimmt wird. Wird für alle Parameter ein einziges solches Parameterfeld aufgestellt, so ergibt dies einen sechsdimensionalen Parameterraum. Um die Dauer der Auswertung dieses Raumes zu optimieren, müssen die Grenzen und die nötige Auflösung der einzelnen Parameter abgeschätzt werden. Der Wertebereich der Dämpfungsfaktoren ergibt sich aus Gleichung 4.1 von 0 bis 1. Der Grenzdruck der Summe der Leitungsdrücke kann über die Berechnung des zu erwartenden ferrostatischen Drucks abgeschätzt werden. Die Bestimmung der nötigen Auflösung kann über die Schwankungen der Füllstände der zu spülenden Pfannen sowie über die Genauigkeit der Druckmessung erfolgen.

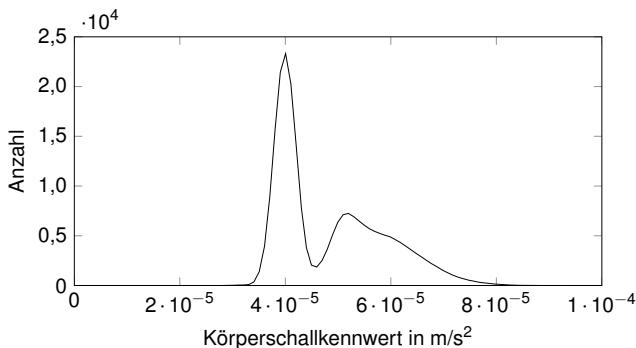


Abbildung 4.19: Histogramm des aus der FFT berechneten Körperschallsignals

Die Abschätzung des Skalierungsfaktors des aus dem Körperschallsignal berechneten äquivalenten Durchflusses erfolgt anhand des Histogramms des berechneten Körperschallsignals (Abbildung 4.19). Die hohe Anzahl an Messwerten bei $4 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}^2$ lässt auf einen festen Wert als Hintergrundabzug schließen, jedoch zeigt die Modellberechnung mit Hintergrundberechnung für einzeln ausgewertete Schmelzen ein deutlich besseres Ergebnis. Ebenfalls entfällt dadurch der Aufwand den Hintergrund nach baulichen Veränderungen oder der Wartungen an der Anlage manuell anpassen zu müssen. Die für die Auswertung genutzten Werte sind in Tabelle 4.2 dargestellt. Mit der höchsten Auflösung ergibt dies mehrere Billiarden Kombinationsmöglichkeiten. Um die Dauer der Auswertung zu minimieren wird die Berechnung mit der geringsten Auflösung durchgeführt. Anschließend werden die Bereiche mit einer geringen Fehlersumme mit einer zunehmend feineren Auflösung ausgewertet. Als Bewertungskriterium wird die Summe der Abstandsquadrate des modellierten Durchflusses zum Summendurchfluss der Pfanne genutzt.

Tabelle 4.2: Werte für die Auslegung des Körperschallmodells

Variable	Wertebereich	Auflösung
Dämpfungsfaktor der PT1–Filterung	[0, 1]	0,001 bis 0,1
Änderungsgrenze des Effektivwertes des Körperschallmesswertes	[0, 1]	0,001 bis 0,1
Grenzdruck für die Berechnung des Körperschallmodells in bar	[0, 5]	0,001 bis 0,1
Skalierungsfaktor des Körperschallmodells	[0, 10^8]	1 bis 10^6

Abschließend wird für alle Parameter überprüft, ob mit einer geringeren Auflösung der Werte ein vergleichbares Resultat erzielt werden kann. Dies wird durch die Fehlerrechnung unterstützt, so dass die zu erwartende Auflösung der Modellrechnung vergleichbar mit der der Messung der zugeführten Spülgasmenge ist. Es erfolgt die Auswertung von Rohdaten aus mehr als 200 aufeinander folgenden Messtagen. Um die Auswirkung von als Einzelereignisse diskontinuierlich auftretender Störungen auf die Modellberechnung zu minimieren, zeigte diese Auswertung, dass ein Aussetzen der Modellberechnung bei einer Änderung des Effektivwertes der gemessenen Beschleunigung von mehr als 5 % gegenüber dem Wert des letzten Auswerteschrittes der Einfluss der Störungen signifikant verringert werden kann.

Für die Berechnung des Hintergrundes, welcher durch kontinuierlich auftretende Störungen beeinflusst wird, ergibt sich als Grenzdruck ein Wert von 4,30 bar. Dieser Wert entspricht der Summe des berechneten ferrostatischen Druckes von 2,15 bar je Spülstrang. Als Parameter der PT1–Filterungen ergibt sich sowohl für die Filterung des aus der FFT berechneten Körperschallsignals, des Hintergrundes als auch für die Filterung des skalierten Durchflusses ein Wert von etwa 0,8. Der Skalierungsfaktor für die Berechnung eines Äquivalentdurchflusses aus dem Körperschallmodell beträgt $a = 62500 \text{ s}^2 \cdot \text{L} \cdot (\text{m} \cdot \text{min})^{-1}$. Diese Werte gelten nur für den untersuchten Spülstand und müssen bei einer Adaption des Modells auf einen anderen Spülstand entsprechend neu bestimmt werden.

Es wäre auch denkbar, als Bewertungskriterium die Spülleistung oder das Spülergebnis zu nutzen, jedoch würden dazu weitere Einflussgrößen benötigt, wodurch das Ergebnis zusätzlich verfälscht werden könnte. Dadurch steigt die Anzahl der benötigten Berechnungsschritte deutlich an. Weiterhin bietet der direkte Vergleich mit der zugeführten Spülgasmenge die Möglichkeit, vermutete Einflüsse quantitativ abschätzen zu können. So kann beispielsweise die Synchronizität von Messgrößen aus unterschiedlichen Datenerfassungssystemen oder eine eventuell vorhandene Verzögerung der Antwort des Körperschallsignales auf eine Änderung des Spülgasstromes durch Verschieben der Datenreihen über die Bestimmung der Abstandsquadrate für einzelne Prozessabschnitte bewertet werden.

So zeigt eine Pfanne beim Anspülen einen deutlich längeren Zeitversatz zwischen dem Anstei-

gen des Druckes in der Spülgasleitung und dem Anstieg der gemessenen Schwingungen von teilweise über zehn Sekunden, während bei einer Änderung des maximalen Durchflusses von 50 % auf 100 % während des Spülvorganges das Körperschallsignal nahezu synchron ansteigt. Dieses Modell zeigt ein Bestimmtheitsmaß des Äquivalentdurchflusses zu dem tatsächlichen Durchfluss von 0,72. Im Vergleich hierzu erreicht das Modell nach *Nadif et al.* [28]

$$\dot{V}_{\text{calc}} = 32 \cdot (1 + 7,8 \cdot 10^{-4} \cdot p_{\text{of}}) \cdot a_{\text{KS}}^2 \quad (4.2)$$

ein Bestimmtheitsmaß von 0,36. Mit Anpassung der Konstanten

$$\dot{V}_{\text{calc}} = 64 \cdot (1 + 7,0 \cdot 10^{-4} \cdot p_{\text{of}}) \cdot a_{\text{KS}}^2 \quad (4.3)$$

wird eine Verbesserung auf 0,41 erreicht.

Dies zeigt, dass ein Berechnungsmodell an den jeweilig genutzten Spülstand angepasst werden muss. Eine Anpassung der Parameter kann ausreichend sein, wenn die betrachteten Spülstände ein vergleichbares Verhalten aufweisen.

4.5 Druckmodell

Anhand der Untersuchungen am Laborspülstand sowie der Versuche mit leeren Pfannen wurde gezeigt, dass mit Hilfe der spektralen Analyse des Drucksignals der Zustand eines Spülstranges beschrieben werden kann.

4.5.1 Leckageerkennung

Werden die Frequenzen des Drucksignals genauer analysiert, bei denen ein Zusammenhang zu möglichen Leckagen in den Spülsträngen vermutet wird, muss geprüft werden, ob diese Frequenzen auch angeregt werden, wenn keine Spülbehandlung erfolgt.

Über einen Zeitraum von acht Monaten werden die Mittelwerte der Frequenzspektren des Spülstranges dargestellt. Diese weisen die deutlich ausgeprägten charakteristischen Frequenzbereiche auf. In Abbildung 4.20 sind die betreffenden Frequenzspektren für Stillstand, Spülen mit Argon sowie Spülen mit Stickstoff dargestellt. Im Stillstand ist keine signifikante Anregung der Frequenzen über 300 Hz zu erkennen. Somit ist die Einstrahlung aus benachbarten Prozessen unwahrscheinlich, da Signale nur während der Schmelzenbehandlung nachweisbar sind. Beobachtet man Frequenzen, die durch eine Leckage angeregt werden, so ist zu erwarten, dass mit

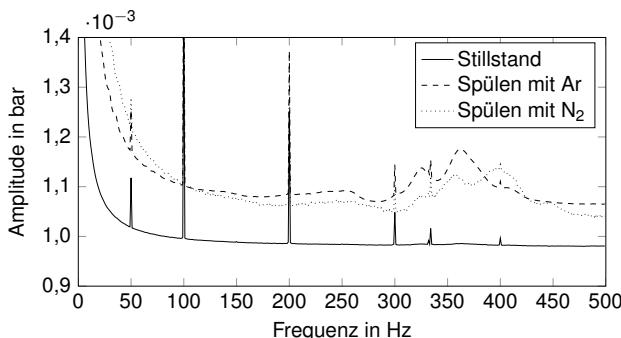


Abbildung 4.20: Frequenzspektren eines Spülstranges über einen Zeitraum von acht Monaten

dem Einsatz von Stickstoff diese Frequenzen höher ausfallen als bei der Verwendung von Argon als Spülgas. Da für den Einsatz von Argon und Stickstoff die Geometrie der Spülleitungen identisch ist, wird die Schneidentonfrequenz bei der Verwendung von Stickstoff um zirka 30 Hz zu höheren Frequenzen verschoben. Ebenfalls führt der Dopplereffekt durch die geringere Dichte des Stickstoffs zu einer größeren Frequenzverschiebung um zusätzlich etwa 10 Hz. Diese beiden Effekte erklären die Verschiebung der charakteristischen Frequenzen um etwa 40 Hz. Da die Frequenzverschiebung der Schneidentonfrequenz ebenso auf die Hiebtonfrequenz zurückgeführt werden könnte, ist dies kein eindeutiger Beweis einer Leckage, sondern könnte ebenfalls auf eine unterschiedliche Ausprägung des Strömungsrauschen bei unterschiedlichen Typen von Spülsteinen zurückgeführt werden³. Das niedrigere Amplitudenniveau des Frequenzspektrums für das Spülen mit Stickstoff lässt sich auf die beim Stickstoffspülen geringeren Spülgasmengen zurückführen.

Die Verhältnisse der Höhen der charakteristischen Peaks korrelieren je nach verwendetem Spülgas, so dass eine eventuelle Zuordnung der einzelnen Peaks zu unterschiedlichen Ursachen unwahrscheinlich ist.

Um auszuschließen, dass die Frequenzen während bestimmter Prozessschritte erzeugt werden, werden beispielhaft zwei Schmelzbehandlungen mit vergleichbarem Prozessablauf verglichen. In Abbildung 4.21 ist erkennbar, dass diese charakteristischen Frequenzen nicht durch den regulären Prozessablauf hervorgerufen werden, also bei vergleichbaren Schmelzbehandlungen nicht zwingend auftreten müssen. Es ist somit davon auszugehen, dass als Ursache ein Ereignis angenommen werden kann, welches während des Spülens auftreten kann oder durch den Spülprozess beeinflusst wird. Signifikant ist, dass bei vergleichbaren Schmelzbehandlungen mit einem ähnlichen Spülgasverbrauch das Frequenzspektrum der Behandlung mit Auffälligkeit immer im

³Siehe hierzu die Ausführungen in Kapitel 3.1.1 auf Seite 13f.

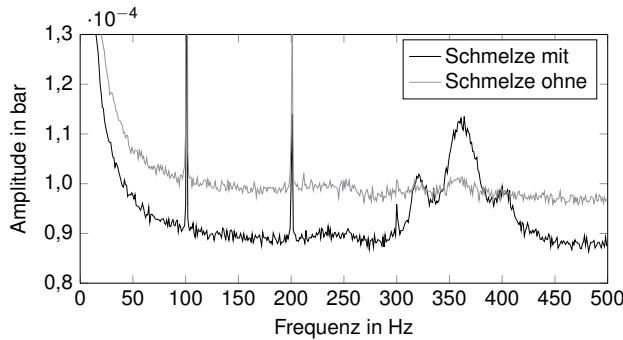


Abbildung 4.21: Frequenzspektren der Drucksignale von zwei Schmelzen mit und ohne Auffälligkeiten oberhalb 300 Hz

Bereich bis 300 Hz deutlich geringere Amplituden aufweist. Bewertet man die bauliche Gestaltung der Versorgungsleitungen an der Pfanne, so weist diese Rohrleitung zwischen Kupplung und Spülstein eine hohe geometrische Komplexität auf, die Schneid- und Hiebtöne verursachen kann. Wird die Schallerzeugung an der Rohrleitung als eine Reihe von einzelnen Schallquellen mit zufälliger Frequenz gesehen, so könnte diese Auffälligkeit auch durch Veränderungen an den Leitungen wie Ablagerungen oder einem Filter erzeugt werden, der im Frequenzbereich von 300 bis 400 Hz Schall emittiert und gleichzeitig die Schallausbreitung der nachfolgenden Rohrleitung behindert.

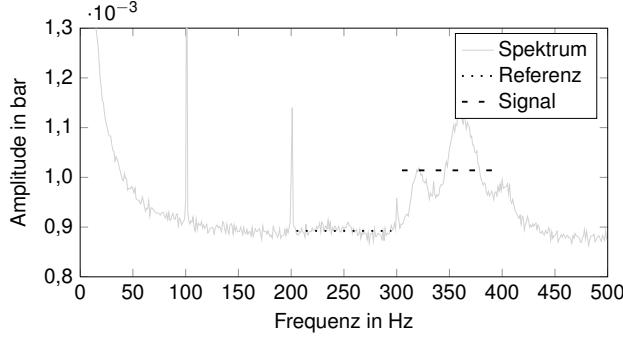


Abbildung 4.22: Für die Bildung des Druckindex relevanten Mittelwerte sowie deren Frequenzbereiche

Um aus dem Informationsgehalt dieses Frequenzbereiches einen Kennwert zu erzeugen, welcher unabhängig vom Leitungsdruck sowie der Strömungsgeschwindigkeit des Spülgases ist, wird das

Verhältnis der quadratischen Mittelwerte der Frequenzbereiche von 305 bis 395 Hz und 205 bis 295 Hz als Druckindex

$$I_{\text{Druck}} = \frac{\sqrt{\sum_{i=305 \text{ Hz}}^{395 \text{ Hz}} p_i^2}}{\sqrt{\sum_{i=205 \text{ Hz}}^{295 \text{ Hz}} p_i^2}} \quad (4.4)$$

gebildet. Die Mittelwerte eines bewerteten Spektrums sind exemplarisch in Abbildung 4.22 dargestellt. Die durch das elektrische Versorgungsnetz angeregten Frequenzen der Vielfachen von 100 Hz dürfen bei dieser Berechnung nicht berücksichtigt werden, da diese sich in ihrem Amplitudenverhalten nicht proportional zu den benachbarten Frequenzen verhalten.

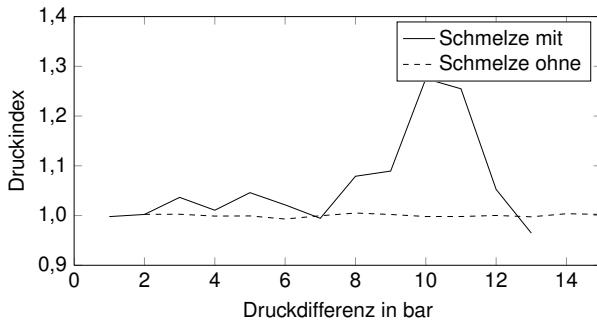


Abbildung 4.23: Mittelwert des Druckindex in Abhängigkeit von der Druckdifferenz zwischen Leitung und Kammer während der Schmelzenbehandlung der Schmelzen aus Abbildung 4.21

Werden die charakteristischen Frequenzen durch unterschiedliche Spülsteingeometrien erzeugt, so würde der Druckindex mit zunehmendem Druck ansteigen. In Abbildung 4.23 sind die Mittelwerte des Druckindex für zwei Schmelzbehandlungen dargestellt. Hier zeigt sich, dass hohe Werte des Druckindex bei hohen Druckdifferenzen zwischen Druckleitung und Vakuumkammer auftreten. Dieses Verhalten kann damit erklärt werden, dass an der Pfannenkupplung aufgrund von Verschleiß oder Verschmutzung die Rohrleitungen nicht ordnungsgemäß abgedichtet waren und dies erst bei Überschreiten eines Grenzdruckes es zu einer Leckage an der Dichtung geführt hat. Die Druckdifferenzen von 12 und 13 bar wurden nur kurzzeitig vor dem Eintreten des Leckageereignisses erreicht, so dass das Histogramm vermuten lässt, dass mit zunehmendem Druck die Leckage sich wieder verschließen würde.

Dieses Verhalten kann im Laborversuch durch eine nicht ausreichend fest angezogene Ver-

schraubung nachgebildet werden.

Es wird versucht, diese Signale Baugruppen zuzuordnen. Hierfür werden die Signale mit der Art und dem Alter der Spülsteine, der Innenhülse, in die der Spülstein eingesetzt wird, mit dem Alter der Pfannenausmauerung und den unterschiedlichen Bauformen und Herstellern der Kupplung korreliert. Hier zeigte sich keine signifikante Abhängigkeit. Ebenfalls wird die Korrelation mit dem bisher eingesetztem Leckagemodell sowie mit den einzelnen Prozessschritten untersucht. Hierbei zeigte sich keine Korrelation mit der bisher bestimmten Leckagemenge. Eine Abhängigkeit zu einzelnen Prozessschritten kann ebenfalls nicht zweifelsfrei nachgewiesen werden. Es zeigte sich aber, dass die Signale während des Anspülens und des Leckagetestes teilweise stark von denen während der Spülbehandlung abweichen können.

Um den Druckindex einem definierten Spülerzustand gegenüber stellen zu können, muss die Bewertung des Spülstranges genauer analysiert werden. Die in Abbildung 4.24 dargestellten Bereiche ermöglichen eine qualitative Zuordnung eines beliebigen Arbeitspunktes. Um eine quantitative Aussage zu treffen, kann der Abstand des Arbeitspunktes von der Kennlinie zur Bewertung herangezogen werden. Da die Werte für Druck und Durchfluss unterschiedliche Einheiten und Wertebereiche besitzen, muss eine geeignete Art der Abstandsberechnung angewendet werden. Hierfür werden beide Wertebereiche auf den Wert eins normiert und der Abstand zur Kennlinie gebildet⁴.

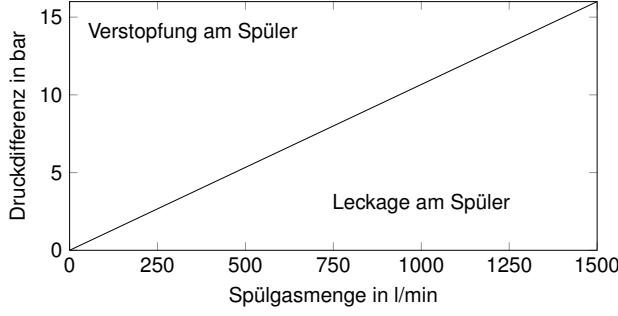


Abbildung 4.24: Spülerbewertung anhand der Durchfluss–Druck–Kennlinie

Um den aktuellen Arbeitspunkt mit der Spülerkennlinie vergleichen zu können, muss die Kennlinie des Spülstranges definiert werden. Diese Kennlinie setzt sich aus den Kennlinien der einzelnen Bestandteile des zu spülenden Systems zusammen. Die Kennlinie des Spülsteines kann aus dessen Lieferanforderungen mit einem Solldurchfluss von 800 l/min bei einem anliegenden Druck von 3 bar abgeleitet werden. Ebenfalls ist es möglich, diese mit der Bernoulligleichung zu

⁴Eine ausführlichere Erklärung des AbstandsmodeLLs befindet sich im Anhang auf Seite 145.

berechnen, jedoch zeigen sich hierbei Abweichungen zu gemessenen Kennlinien [47]. Die Kennlinie des Durchflussreglers kann dessen technischer Beschreibung entnommen werden, jedoch müssen die Kennlinien der Pfanne mit Stahlschmelze, des Rohrleitungssystems und der Pfanenkupplung experimentell bestimmt werden.

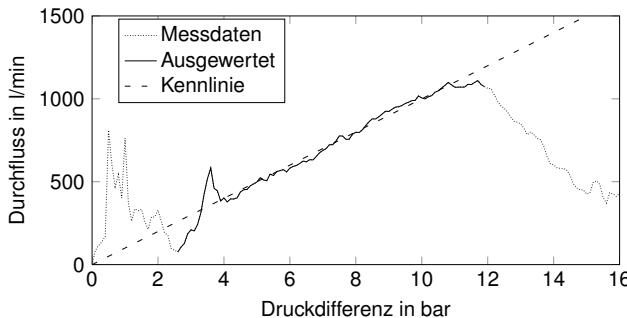


Abbildung 4.25: Spülerkennlinie aus Histogramm über Druckdifferenz aus einem Jahr Messdaten

Trägt man die durchschnittliche Durchflussmenge der Spüllinien über die Differenz aus Leitungs- und Kammerdruck auf (Abbildung 4.25), so kann man ab einem ferrostatischen Druck von etwa 2,15 bar einen nahezu linearen Anstieg der mittleren Spülgasmenge mit zunehmendem Druck erkennen.

Druckdifferenzen unterhalb des ferrostatischen Druckes werden hauptsächlich während des Leckagetestes angefahren, so dass diese Durchflüsse bei kleiner 3 bar für den Spülprozess nicht relevant sind. Das Abfallen der Spülgasmenge bei Druckdifferenzen größer 12 bar ist damit zu erklären, dass bei den im Betrieb üblichen Durchflussmengen hohe Leitungsdrücke überwiegend bei Verstopfungen an den Spülsteinen zur Anwendung kommen. Oberhalb einer Druckdifferenz von etwa 15 bar sinkt die Anzahl der Messwerte pro Klasse (0,1 bar Druckdifferenz) von mindestens 10000 auf weniger als 100 Messwerte pro Klasse ab. Die sich somit ergebende Kennlinie kann über

$$\dot{V}_{\text{calc}} = (p_{\text{Düse}} + p_{\text{Of}}) \cdot 100 \frac{\text{l}}{\text{bar}} \quad (4.5)$$

beschrieben werden. Diese Kennlinie weist gegenüber dem für die Auswertung berücksichtigten Bereich der Messdaten ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,96$ auf.

Zu erwarten wäre eine ideale Kennlinie, die ab dem ferrostatischem Druck linear ansteigt. Beobachtet man den Aufstieg einer Gasblase, so kann in der Wirbelschlepp im Blasennachlauf eine weitere Blase schneller aufsteigen, als die Ausgangsblase [95]. Des Weiteren wird durch die Strömung in der Stahlschmelze das Ablösen der Spülgasblasen begünstigt. Das führt dazu, dass

eine nicht strömende Schmelze mit einem Leitungsdruck unterhalb des ferrostatischen Druckes keinen Durchfluss, jedoch eine Schmelze mit ausgeprägter Strömung in diesem Druckbereich einen signifikanten Durchfluss aufweisen kann.

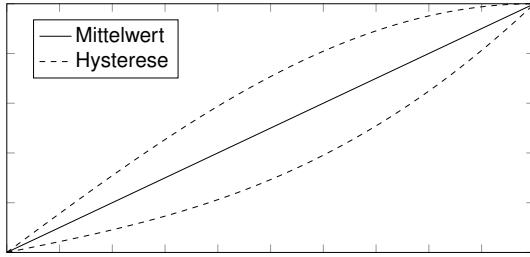


Abbildung 4.26: Beispiel Fehldeutung der Kennlinie aus Hysterese

Bei der Bestimmung obiger Kennlinie werden alle Klassen, unabhängig von der Anzahl der Messwerte je Durchfluss, gleich gewichtet für die Bestimmung der Kennlinie, berücksichtigt. Insbesondere, wenn die Anzahl der Messwerte je Klasse stark unterschiedlich ist, kann dies zu einer ungewollten Gewichtung bei der Bestimmung der Kennlinie führen. Weiterhin kann durch die Bildung der Mittelwerte auch ein Zusammenhang vorgetäuscht werden, der nicht dem realen Verhalten entspricht. Zum Beispiel könnte eine Kennlinie mit dem Verhalten einer Hysterese als linear gedeutet werden, wie in Abbildung 4.26 dargestellt. Eine Hysterese kann unter anderem durch eine nicht synchrone Datenerfassung erzeugt werden. Die Identifikation kann erfolgen, indem für die Prozessabschnitte mit einem Anstieg, der Abnahme sowie bei konstantem Durchfluss das Histogramm sowie die Kennlinien bestimmt werden. Treten hierbei Differenzen auf, so können diese für die Interpretation der Kennlinie genutzt werden.

Die Kennlinie des Systems kann ebenfalls aus dem Durchfluss–Druck–Diagramm ermittelt werden. Bei diesem handelt es sich um ein dreidimensionales Histogramm in dem die Arbeitspunkte des Prozesses aus Durchfluss- und Druckdaten aufgetragen werden.

Für die Bestimmung der Kennlinie wird eine Kurve über das Durchfluss–Druck–Diagramm gelegt und der Mittelwert aus den überdeckten Zellen ermittelt. Dieser Wert stellt das Gütekriterium für die Monte Carlo Methode dar. Mit dieser wird die Kurvengleichung soweit angepasst, bis ein optimales Ergebnis vorliegt. Bei dieser Methode kann anstelle einer Kurvengleichung auch eine beliebige geometrische Form auf das Zellenraster gelegt werden, so dass Hysterese oder Kurven mit variierender Breite abgebildet werden können.

Hierbei ist zu beachten, dass die Qualität der Auswertung durch eine geeignete Anzahl der Klassen beeinflusst wird. Dieser Auswertung liegt ein quadratisches Diagramm mit einer Kantenlänge von 160 Klassen zugrunde. Als optimale Lösung der Spülkennlinie wurde eine lineare Kurven-

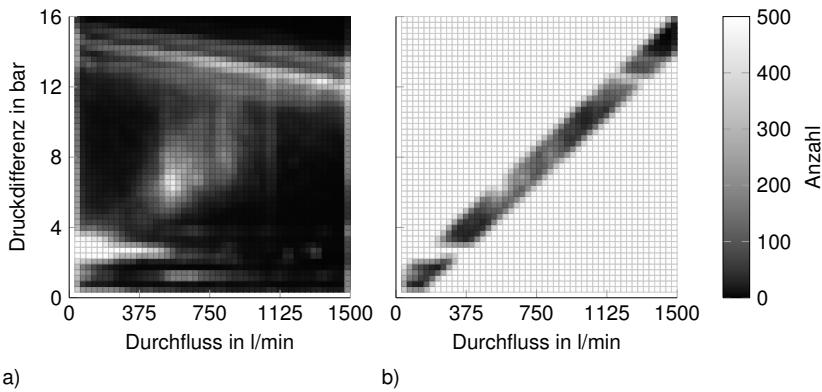


Abbildung 4.27: Kennlinienbestimmung aus a) Durchfluss–Druck–Diagramm mit b) den für die Kennlinie berücksichtigten Klassen

gleichung zu einem Kurvenband erweitert und die Breite als Einflussparameter für die Auswertung berücksichtigt (siehe Abbildung 4.27). Das Ergebnis dieser Bestimmungsmethode bestätigt die zuvor bestimmte Kennlinie (Gleichung 4.5).

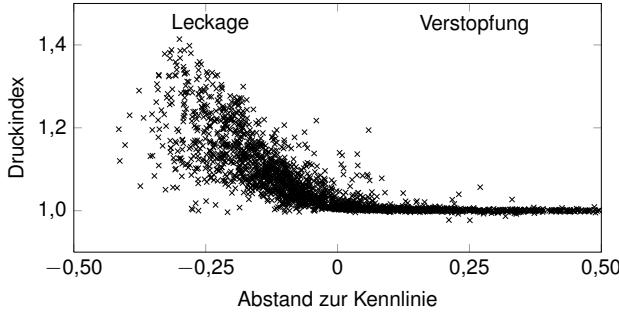


Abbildung 4.28: Abhängigkeit des Druckindex vom Abstand zur Spülerkennlinie (Mittelwerte pro Schmelze ab einem Summendurchfluss von mehr als 100 l/min, 1900 Schmelzen)

Anhand dieser realen Kennlinie kann eine Bewertung des Druckindex gemäß Gleichung 4.5 vorgenommen werden. Hierfür werden für 1900 Schmelzbehandlungen für einen Spülgassummen-durchfluss von mehr als 100 l/min der durchschnittliche relative Abstand zur Spülerkennlinie sowie der durchschnittliche Druckindex ermittelt. In Abbildung 4.28 sind die jeweils pro Schmelze gemittelten Kennwerte aufgetragen. Hier zeigt sich deutlich, dass mit einem zunehmenden negativen Abstand zur Kennlinie der Druckindex ansteigt. Ein negativer Abstand bedeutet, der Arbeitspunkt

liegt unterhalb der Kennlinie im Durchfluss–Druck–Diagramm, was gleichbedeutend ist mit einem höheren Durchfluss als für den aktuellen Druck erwartbar wäre. Dies tritt üblicherweise bei Leckagen auf. Bei positiven Abständen zeigt hingegen der Druckindex keine nennenswerte Abhängigkeit. Ebenfalls ist erkennbar, dass vereinzelt Schmelzbehandlungen auftreten, bei denen der Abstand zur Kennlinie eine Verstopfung vermuten lässt, aber gleichzeitig der Druckindex auf eine mögliche Leckage hindeutet.

Geht man von einer Pfanne mit einem verstopften Spülstein aus, so wäre denkbar, die Spülern kennlinie durch das Anbringen einer gezielten Leckage so zu verschieben, dass die Effekte der Leckage die der Verstopfung kompensieren und somit anhand der Betrachtung der Arbeitspunkte ein optimaler Spüler anzunehmen sei. Bei der Verwendung einer solch präparierten Spülleitung würde eine deutliche Abweichung der Spülwirkung im Vergleich zu der aus der Bewertung des Arbeitspunktes zu erwartenden führen.

Der Druckindex kann zur Beschreibung einer Leckage genutzt werden. Somit kann dieser als Leckageindex (I_{Leck}) zur Bewertung auftretender Leckagen genutzt werden und ergibt sich aus Gleichung 4.4:

$$I_{\text{Leck}} = I_{\text{Druck}} = \frac{\sqrt{\sum_{i=305 \text{ Hz}}^{395 \text{ Hz}} p_i^2}}{\sqrt{\sum_{i=205 \text{ Hz}}^{295 \text{ Hz}} p_i^2}}. \quad (4.6)$$

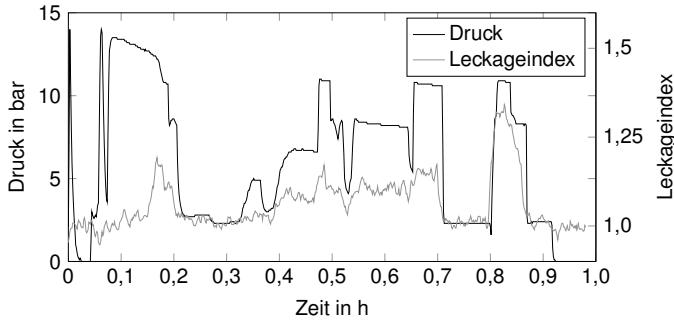


Abbildung 4.29: Schmelze mit plötzlich auftretender Leckage

In Abbildung 4.29 ist der Verlauf des Leckageindex mit dem zugehörigen Leitungldruck dargestellt. Ab zirka 0,15 Stunden steigt dieser sprungartig an. Im weiteren Verlauf ist ein Ansteigen, insbesondere bei großen Druckänderungen beobachtbar. Die unterschiedlichen Werte des Le-

ckageindex bei 0,65 und 0,80 Stunden und vergleichbaren Drücken lassen nicht auf einen geborstenen Dichtring schließen. Die Analyse der Kupplung nach der Schmelzbehandlung zeigte einen intakten aber stark verschlissenen Dichtring an der betreffenden Spülleitung. Dieser führte vermutlich dazu, dass bei Druckanstieg die Pfannenkupplung sich öffnete und somit Spülgas an der Kupplung abgeleitet wurde. Da dies erst nach dem Leckagetest (bei 0,05 Stunden) erfolgte, konnte diese Leckage somit anhand des Leckagetestes nicht identifiziert werden und führte zu einer Fehlbewertung der Rührleistung während der Schmelzbehandlung. Ebenfalls eine Zwischenbewertung der Leckagemenge während der Haltezeiten, bei denen der Leitungsdruck nahe dem ferrostatischen Druck an dem Spülstein anliegt, würde diese Leckage nicht detektieren können.

Die zusätzliche Auswertung des Leckageindex ermöglicht in diesem Fall eine deutlich differenziertere Bewertung des Spülerzustandes. Insbesondere bei dem Freispülen eines verstopften Spülsteins im Betrieb kann somit bewertet werden, ob sich die durch eingedrungene und erstarrte Schmelze verursachte Verstopfung tatsächlich während des Spülprozesses verringert oder dies durch eine überlagerte Leckage vorgetäuscht wird.

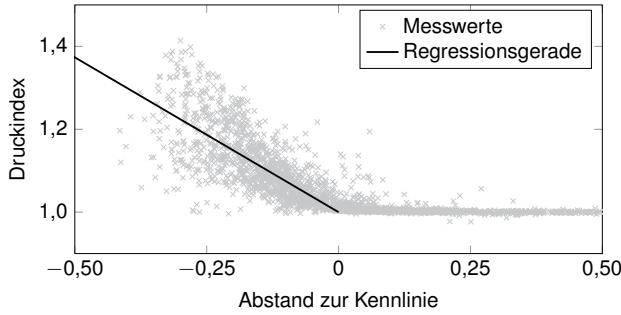


Abbildung 4.30: Regressionskurve des Druckindex aus Abbildung 4.28

Aufgrund des Zusammenhangs zwischen dem Abstand zur Kennlinie und dem Leckageindex kann dieser auch dazu genutzt werden, einen Leckagedurchfluss zu bestimmen. Dazu wird die Regressionskurve (Abbildung 4.30) für negative Abstände gebildet. Anhand dieser kann aus dem Leckageindex der Abstand der gemessenen Leckage zur Spülerkennlinie ermittelt werden. Aus diesem Abstand des Arbeitspunktes kann eine Leckagemenge berechnet werden. Somit ergibt sich die Leckagemenge aus

$$\dot{V}_{\text{Leck}} = (I_{\text{Leck}} - 1) \cdot 2828 \frac{1}{\text{min}} \quad (4.7)$$

mit einem Bestimmtheitsmaß von 0,83. Der Vorteil des Leckageindex ist, dass dieser *in situ* für

die jeweilige Druckleitung separat gemessen werden kann. Dies ermöglicht nicht nur die Bestimmung der tatsächlich in die Pfanne einströmenden Menge an Spülgas, sondern verbessert die Aussagekraft der Bewertung anhand der Spülerkennlinie. Durch die alleinige Betrachtung des Leckageindex kann keine Bewertung des Verstopfungsgrades eines Spülsteines getroffen werden, lediglich eine gleichzeitig auftretende Leckage kann detektiert werden.

Anhand des Laborspülstandes wurde eine Methode identifiziert, mit der mithilfe der spektralen Analyse des Drucksignales eine Aussage zum Verstopfungsgrad der Spüllinie getroffen werden kann.

4.5.2 Spülerdichterkennung anhand der Druckdaten

Bei den Versuchen am Labormodell wird gezeigt, dass es anhand der Bewertung des Signal-zu-Rausch-Verhältnisses der Druckmesswerte möglich ist, den Verstopfungsgrad einer Spüllinie zu bestimmen. Als Information enthält das Drucksignal am Realspülstand zusätzlich zu dem Effektivwert des Leitungsdruckes das Leckagesignal. Dadurch muss bei der Adaption des Spülerdichtmodells aus den Laborexperimenten überprüft werden, inwiefern eine Leckage die Bestimmung der Spülerdichtkenngröße beeinflusst. Insbesondere, wenn eine Leckage gleichzeitig mit einer Verstopfung auftritt, muss die Aussagekraft der Spülerdichtbewertung sicher gestellt sein.

Wird die Erzeugung des Strömungsrauschen im Spülstein untersucht, so fällt bei allen Spülsteingeometrien der Querschnitt der einzelnen Kanäle im Spülstein deutlich geringer aus als der Anschlussquerschnitt der Zuleitung. Dadurch fällt der geometrische Anteil in der Berechnung von Schneidenton- und Hiebtonfrequenz⁵ geringer aus, so dass die erwartbaren durch die Strömung im Spülstein angeregten Frequenzbereiche deutlich oberhalb der Frequenzen liegen, die durch die Strömung in den Zuleitungen als auch durch an einer Leckage entweichendes Spülgas angeregt werden.

Werden Verstopfungen durch Infiltration durch die Schmelze verursacht, so entstehen diese, wenn die Spülsteine nicht mit Druck beaufschlagt sind. Es wird vermutet, dass diese Infiltrationen während der Schmelzbehandlung durch die Schmelze erwärmt und mit dem Spülgasstrom gelöst werden. Dies bestätigt die Beobachtung, dass es bei Schmelzen mit ermittelter Verstopfung am Spülstein im Verlauf der Behandlung eine Verringerung der Verstopfung beobachtet werden kann. Aufgrund der Infiltration an sich als auch der dadurch hervorgerufenen thermischen Beanspruchung des Spülsteinmaterials führt diese zu einem erhöhten Verschleiß am Spülstein und somit einer kürzeren Einsatzdauer [5, 116]. Verstopfungen, die durch Infiltration entstehen, können durch Ausblasen des Spülsteins mit Sauerstoff beseitigt werden. Die Bewertung des Zustandes der Spülsteine wird benötigt, um die Spülsteine optimal zu nutzen und einen möglichen

⁵Gleichung 3.4 und Gleichung 3.5 auf Seite 16.

Ausfall durch Verstopfung frühzeitig zu erkennen.

Am Plexiglasmodell erfolgte die Bewertung des Strömungszustandes anhand des normierten Variationskoeffizienten des gemessenen Leitungsdruckes. Hierbei war es möglich, unabhängig von der eingesetzten Spül Düse beziehungsweise dem eingestellten Öffnungsgrad der Ringspaltdüse die Durchflussmenge des Spülgases zu bestimmen. Aufgrund der überschlägigen Abschätzung der entstehenden Rauschfrequenzen und dem durch die Leckage angeregten Frequenzbereich muss überprüft werden, welcher Frequenzbereich für die Bewertung des Verstopfungsgrades im industriellen Einsatz die höchste Aussagekraft besitzt.

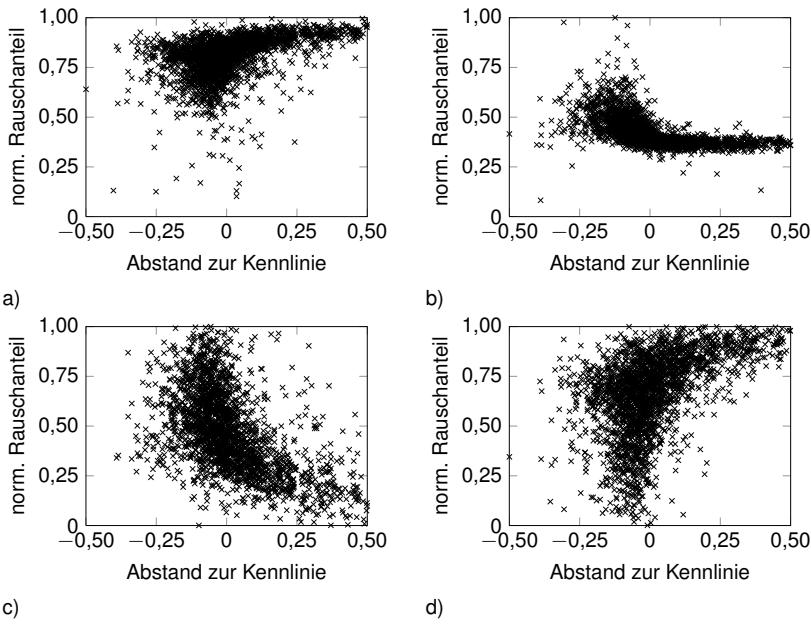


Abbildung 4.31: Darstellung des normierten Rauschanteils für Frequenzen a) kleiner 300 Hz, b) größer 300 Hz sowie aus dem Verhältnis von $\bar{p}_{\text{RMS}}/\bar{p}$ c) aus den Druckmesswerten und d) aus dem Fourier transformierten Signal

Für die Bewertung des Verstopfungsgrades werden mehrere Möglichkeiten für die Bildung der SNR-Kennzahlen untersucht. Es werden verschiedene Möglichkeiten der Zusammenfassung des Effektivdruckes und des Leckageanteils als Signalanteil sowie durch Wichtung der quadratischen beziehungsweise arithmetischen Mittelwerte des Rohsignals beziehungsweise von Frequenzbändern des fouriertransformierten Druckmesswertes verglichen. Da ein nahezu kom-

plett dichter Spülstein sehr selten auftritt⁶, beziehungsweise wie in der Bewertung der Leckagemessung an einem Spülstein die Freispültdenz durch eine zunehmende Leckagerate vortäuscht werden könnte, ist im Vergleich zur Identifikation des Leckageindex die Auswertung der Spülerdichtmessung deutlich anspruchsvoller, da hier der durch eine Verstopfung verursachte leicht erhöhte Staudruck ein Indiz für eine mögliche Verstopfung sein kann [117]. Für die Bewertung der möglichen Varianten wird ebenfalls der durchschnittliche Abstand einzelner Schmelzen zur Durchfluss–Druck–Kennlinie genutzt. Weiterhin werden durch den Behandler identifizierten Schmelzbehandlungen mit deutlich vorhandener Verstopfung der Spülsteine genutzt, um eine Eignung der Kenngröße nachzuweisen. In Abbildung 4.31 sind verschiedene Ansätze dargestellt. Untersucht man ausschließlich die Frequenzen größer 300 Hz, so zeigt sich hier ein ähnliches Bild wie bei der Darstellung des Leckageindexes jedoch mit deutlich breiterer Streuung. Im Vergleich zeigt sich bei der Analyse der Frequenzen kleiner als 300 Hz eine Abnahme des normierten Rauschanteils für den Bereich der Leckagen. Dies kann auf die Abnahme des Strömungsrauschenks zurückgeführt werden, jedoch ist die Abhängigkeit für positive Abstände zur Kennlinie deutlich zu gering, um eine quantifizierbare Aussage zum Verstopfungsgrad treffen zu können. Beides ist dargestellt in Abbildung 4.31 a) und b). Wird für den Frequenzanteil kleiner 300 Hz eine Spülerdichtkenngröße berechnet, so kann mit diesem während der Schmelzbehandlung ein verstopfter Spülstein identifiziert werden, jedoch kann keine prozesssichere Bewertung getroffen werden, zu welchem Grad der Spülstein verstopft ist. Wird das Rohsignal beziehungsweise das fouriertransformierte Signal analysiert, dargestellt in Abbildung 4.31 c) und d), so zeigt sich für positive Abstände zur Kennlinie eine deutlichere Abhängigkeit der normierten Rauschanteile. Betrachtet man die Bildung der Streuung des Amplitudenspektrums der Drucksignale, so kann die Berechnung des Signalanteils unterschiedlich gewichtet werden. Bei der Bildung des quadratischen Mittelwertes wird der Gleicheil des Drucksignales stärker gewichtet. Im Gegensatz wird beim arithmetischen Mittelwert der Einfluss einer eventuell vorhandenen Leckage stärker gewichtet. Ebenfalls sinkt bei gleichem gemessenen Durchfluss das Niveau der Amplituden der Frequenzen, die nicht durch eine Leckage angeregt werden (siehe Abbildung 4.21).

Im Gegensatz zum Laborspülstand können im Stahlwerk die Grenzfälle für die Auslegung des Spülerdichtmodells nicht ohne größeren Aufwand nachgestellt werden. In erster Näherung kann das Spülen ohne eingesetzte Pfanne als minimal mögliche und das Verschließen von eventuell vorhandenen Absperrventilen als maximal mögliche Verstopfung für die Auslegung des Modells genutzt werden. Ohne eingesetzte Pfanne und bei offenem Vakuumgefäß wird die Auswertung durch die Hintergrundgeräusche in der Produktionshalle verfälscht. Es müssen demzufolge Grenzfälle für die Spülerdichtbewertung während der Spülbehandlung identifiziert werden.

Bei Spülunterbrechung wird der Leitungsdruck auf einen Wert kleiner dem ferrostaticischen Druck

⁶Siehe Tabelle 2.2 auf Seite 10.

eingestellt. Tritt hierbei kein Spülgasverlust durch Leckage auf, so kann dieser Zustand als verstopfte Spülleitung angenommen werden. Werden Spülzustände mit maximalem Leitungsdruck betrachtet, so kann hierbei angenommen werden, dass eine verstopfte Spülleitung ohne nennenswerte Leckage vorliegt. Da dieser Betriebszustand jedoch vergleichsweise selten auftritt, wird das Histogramm des Spülerdichtkennwertes über den Leitungsdruck bewertet. In Abbildung 4.32 ist dies für das erfolgsversprechendste Modell dargestellt. Die Spülerdichtkenngröße wird aus dem Verhältnis der Streuung und dem Mittelwert des Amplitudenspektrums gebildet. Dieser wird auf den Wertebereich 0 bis 1 skaliert. Somit kann der Spülerdichtindex über

$$I_{\text{Dicht}} = \frac{\left(\frac{\sigma(p)}{\bar{p}_{\text{RMS}}} \right) - 15}{15} \quad (4.8)$$

gebildet werden.

Hierbei entspricht der Wert $I_{\text{Dicht}} = 1$ einem verstopften Spüler. An einer nicht verstopften Spülleitung nimmt dieser Kennwert den Wert Null an.

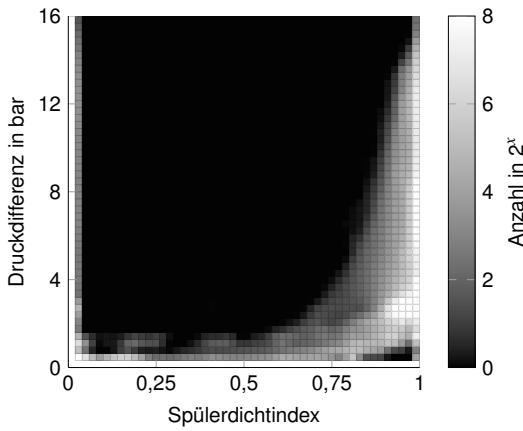


Abbildung 4.32: Histogramm der Spülerdichtkennzahl in Abhängigkeit der Druckdifferenz

Abbildung 4.32 ist zu entnehmen, dass für $I_{\text{Dicht}} = 0$ jede Druckdifferenz im Histogramm vertreten ist, aber die Anzahl für sehr große Druckdifferenzen zwischen Spülleitung und Vakuumgefäß weniger häufig auftreten als geringe Differenzdrücke. Unterhalb des ferrostatichen Druckes von etwa 2 bar treten alle Werte der Kenngröße auf. Bei der Bewertung einzelner Schmelzen ist zu erkennen, dass bei einer vorhandenen Leckage der Spülerdichtindex deutlich geringer ausfällt, als bei Schmelzen ohne detektierbare Leckage. Somit ist zumindest für geringe Druckdifferenzen

ein Einfluss der Leckage auf die Spülerdichtbestimmung nachgewiesen. Für höhere Drücke zeigt sich ein deutlicherer Zusammenhang zwischen der Druckdifferenz und dem Spülerdichtindex. Anhand des Leckageindex und des Spülerdichtindex ist es somit möglich, unabhängig der Spülerkennlinie und der geometrischen Gestaltung des Spülsteines, anhand der Auswertung des Drucksignales, eine Bewertung der Spüllinie vorzunehmen. Somit kann die Berechnung der wirksamen Spülgasmenge aus dem Leitungsdruck um die Leckagemenge und den Spülerdichtkennwert

$$\dot{V}_{\text{calc}} = (p_{\text{Düse}} + p_{\text{Of}} - p_{\text{ferro}}) \cdot (1 - I_{\text{Dicht}}) \cdot 100 \frac{\text{l}}{\text{bar}} - \dot{V}_{\text{Leck}} \quad (4.9)$$

erweitert werden.

Anhand der Bewertung der Durchfluss- und Druckdaten ist es möglich, die ermittelten Größen auf Prozesszustände zurück zu führen, jedoch muss die Aussagekraft dieser Kennwerte für den Behandlungsprozess geeignet bewertet werden.

4.6 Bewertung der Spülwirkung

Es wird für den Leckageindex und den Spülerdichtindex anhand der Bewertung der Spülerkennlinien nachgewiesen, dass diese grundsätzlich für die Bewertung der Spülbehandlung genutzt werden können. Ebenfalls wird mit der Bewertung der Körperschallmessung eine Möglichkeit identifiziert, mit deren Hilfe ein Rückschluss auf den Spülzustand getroffen werden kann. Die bisherige Bewertung über den Leckagetest und der Vergleich mit der mittleren Spülerkennlinie sind nicht ausreichend, um neben der qualitativen eine quantitative Modellvalidierung durchzuführen. Die prinzipielle Auslegung der Spülbehandlung erfolgt anhand der für den gewünschten Spülerfolg benötigten Spülleistung [6].

4.6.1 Bewertung über Spülleistungsberechnung

Die Rührleistung ist die Leistung, die durch ein Rührwerk in die Schmelze eingebracht werden kann. Bei einer gasgerührten Schmelze erfolgt der Energieübertrag durch das Spülgas. Durch den Aufstieg des Spülgases in der Schmelze wird Energie durch die verrichtete Aufstiegs- und Expansionsarbeit eingebracht. Diese Rühr- beziehungsweise Spülleistung wird dazu genutzt, um die Entfernungsraten von Begleitelementen zu bestimmen beziehungsweise die für eine Homogenisierung der Schmelze benötigte Rührzeit zu ermitteln [6, 102, 118]. Für die Berechnung der Spülleistung werden in der Literatur je nach Anwendungsfall verschiedene Berechnungsvorschrif-

ten genutzt [43]. Die Herleitung der Spülleistung nach Oeters erfolgt über die Volumenarbeit der expandierenden Spülgasblase [6].

Die Berechnung der Spülleistung nach Oeters [6] ergibt sich aus der isothermen Expansion der Gasblasen während des Aufstiegs mit

$$\varepsilon_{\text{Oeters}} = \frac{R \cdot T_m \cdot \dot{V}_G}{60 \cdot V_N \cdot m} \cdot \ln \left(\frac{p_{\text{Düse}}}{p_{\text{Of}}} \right) \quad (4.10)$$

mit der universellen Gaskonstante R , der Temperatur der Stahlschmelze T_m , dem Volumenstrom des Spülgases \dot{V}_G , dem molaren Volumen V_N , der Masse m der Schmelze, dem Leitungsdruck $p_{\text{Düse}}$ und dem Kammerdruck p_{Of} . Wird die Expansionsarbeit der Gasblasen berücksichtigt und anstelle des Leitungsdruckes der zu überwindende Druck, zusammengesetzt aus dem ferrostatischen Druck p_{ferro} und dem Kammerdruck, ergibt sich die Spülleistung nach Nadif *et al.* [28] zu

$$\varepsilon_{\text{Nadif}} = \frac{R \cdot T_m \cdot \dot{V}_G}{60 \cdot V_N \cdot m} \cdot \ln \left(1 + \frac{p_{\text{ferro}}}{p_{\text{Of}}} \right), \quad (4.11)$$

beziehungsweise wird neben der Expansion noch die thermische Dehnung der Blasen betrachtet, so ergibt sich nach Sundberg [119]

$$\varepsilon_{\text{Sundberg}} = \frac{R \cdot T_m \cdot \dot{V}_G}{60 \cdot m \cdot V_N} \cdot \left(\left(1 - \frac{T_0}{T_m} \right) + \ln \left(1 + \frac{p_{\text{ferro}}}{p_{\text{Of}}} \right) \right) \quad (4.12)$$

unter Berücksichtigung der Temperatur des einströmenden Gases T_0 .

Ebenfalls werden häufig empirische Formeln, zum Beispiel nach Pluschkell [102]

$$\varepsilon_{\text{Pluschkell}} = 0,23717 \frac{\text{W} \cdot \text{s}}{\text{l} \cdot \text{K} \cdot \text{t}} \cdot \left(\frac{\dot{V}_G \cdot T_m}{m} \right) \cdot \left(\log \frac{1 \text{ m} + h_M}{1,46 \cdot p_{\text{Of}}} \cdot \frac{\text{Pa}}{\text{m}} \right) \quad (4.13)$$

genutzt oder durch Variation der Faktoren auf einen betreffenden Spülstand adaptiert [43, 102, 120, 121].

Diese Auswahl an Berechnungsvorschriften lässt erahnen, dass je nach berücksichtigten Einflussgrößen und deren Wichtung die tatsächliche Spülleistung mehr oder weniger geeignet darstellbar ist.

Werden die Röhrenergien von 1427 Schmelzen, in Abbildung 4.33 dargestellt, vergleichend betrachtet, so zeigt sich hier, wie die unterschiedlich starke Wichtungen der Prozessdrücke eine

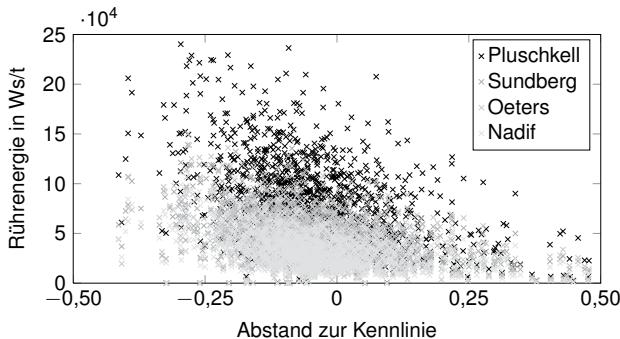


Abbildung 4.33: Vergleichende Darstellung der Rührenergien nach Oeters [6], Sundberg [119], Nadif [28] und Pluschkell [102] im Abstandsmodell für 1427 Schmelzbehandlungen

Verschiebung sowie eine stärkere Streuung der berechneten Leistungen bewirken. An jedem Rechnungsmodell zeigt sich, dass mit zunehmender Leckage mehr Rührnergie benötigt wurde, um den Behandlungserfolg der Schmelze zu erreichen. Die starke Aufweitung der Punktwolke bei hohen negativen Abständen deutet darauf hin, dass die Kompensation von Leckagen durch den Anlagenbediener mit einer genaueren Bestimmung der Leckagemenge optimiert werden kann.

Wird die Rührnergie für einzelne Prozessschritte bewertet, so ermöglicht dies den Vergleich der zugeführten mit der für den Prozessschritt benötigten Mindestrührnergie. Dies kann nur erfolgen, wenn die für den Prozesserfolg nötigen Änderungen der Eigenschaften der Schmelze bekannt sind.

Wird zum Beispiel die Homogenisierung der Temperatur in der Schmelze angestrebt, so muss der Temperaturverlauf in der Pfanne vor und nach dem Rührprozess in einer geeigneten Genauigkeit bekannt sein, um die benötigte Rührnergie bestimmen zu können. Diese kann mit der eingebrachten Rührnergie verglichen und aus der Differenz die fehlgeleitete Menge des Röhrgases ermittelt werden.

Hierbei bleibt aber zu bedenken, dass zum Beispiel die Auswirkung der Positionierung eines oder mehrerer Spülsteine, über die Badtiefe nicht homogen verteilte Temperaturgradienten infolge von Legierungszugabe oder der Effekt von Totzonen in der Pfannenströmung bei der Rührleistungsberechnung nicht berücksichtigt werden [102, 122]. Ebenfalls wird für die Berechnung der Rührnergie der aktuelle Strömungszustand der Pfanne nicht berücksichtigt. Für die Aufrechterhaltung der Strömung in der Pfanne wird weniger Energie als für die Erzeugung dieser benötigt. Analysiert man eine Unterbrechung der Spülbehandlung, so kann es ab einer gewissen Stillstandszeit wirtschaftlicher sein, die Strömung nicht aufrecht zu erhalten [43]. Somit ist

es nötig, die Fahrweise des Prozesses und dessen Unterbrechungen bei der Berechnung der Röhrenergie zu berücksichtigen, so dass durch Spülunterbrechungen zusätzlich aufgewendete Energie nicht als mögliche Leckagen fehl gedeutet werden. Benötigt wird eine Beurteilung, die das Spülverhalten zuverlässig beschreibt. Für einen ausreichenden Spülerfolg ist es möglich, Leckagen durch längeres Spülen auszugleichen, so dass trotz einer schlechteren Bewertung ein gutes Spülergebnis erreicht werden kann.

Wird die Röhrenergie in der Pfanne für die Bewertung der mittels Körperschall bestimmten wirk samen Spülgasdurchfluss genutzt, so ist diese hierfür nur bedingt geeignet. Die Abhängigkeit der Schwingungsmessung von der Blasengröße sowie der Ausprägung des Spülgaskegels wird für die Rührleistungsberechnung nicht berücksichtigt. Insbesondere die Anzahl und Größe der Blasen haben einen wesentlichen Einfluss auf die zu messenden Amplituden des Frequenzspektrums. Aus Anzahl und Größe der Blasen kann die Phasengrenzfläche bestimmt werden. Diese Phasengrenzfläche ist für zwischen Schmelze und Spülgas stattfinden Diffusionsprozesse eine wesentliche Einflussgröße für den Entgasungsprozess.

4.6.2 Wasserstoffentgasungsmodell

Eine Beurteilung des Spülprozesses ist grundsätzlich anhand der eingebrachten Spülenergie möglich. Je nach verwendetem Modell werden hierbei prozessrelevante Daten, wie die Temperatur und Masse der Schmelze, die verbrauchte Spülgasmenge sowie diverse prozessspezifische Drücke in der Berechnung berücksichtigt.

Die Spülleistung in Verbindung mit dem gemessenen Behandlungserfolg erlaubt eine Beurteilung des Spülverhaltens. Wird für den Behandlungserfolg, zum Beispiel das Erreichen eines definierten Wasserstoffgehaltes, mehr Spülenergie benötigt als üblicherweise erforderlich ist, kann die Differenz zwischen der berechneten und der üblicherweise benötigten Spülleistung die Spülwirkung quantifizieren. Möchte man die Spülleistungsberechnung nutzen, um den Spülprozess zu bewerten, so muss für jede Schmelzbehandlung aus dem Behandlungsziel eine Spülleistungsvorgabe ermittelt werden.

In dieser Berechnung muss die Prozessführung berücksichtigt werden, da zum Beispiel bei mehreren auch länger andauernden Spülunterbrechungen oder häufiger Änderung der ausgebildeten Strömung es schwierig wird, den Anteil an der Spülenergie zu bestimmen, der zur Ausbildung beziehungsweise zur Aufrechterhaltung der Strömung nötig ist. Hierzu ist es notwendig, die Strömung in der Schmelze geeignet zu charakterisieren beziehungsweise die Strömung in der Pfanne zu messen.

Wird der Aufstieg einer einzelnen Spülgasblase betrachtet, so kann ihr Wachstum während des Aufstieges berechnet werden [123]. Hierbei muss aber beachtet werden, dass sich die Form der

Blase in Abhängigkeit ihrer Größe ändert. Ebenfalls zerfallen Blasen ab einer bestimmten Größe⁷ stochastisch in mehrere kleinere Blasen [94]. Wird die Endgeschwindigkeit oder der Widerstandsbeiwert von Einzelblasen untersucht, so ist nur für den Grenzbereich von sowohl sehr kleinen als auch sehr großen Blasen-Reynoldszahlen eine Beschreibung anhand analytischer Beziehungen möglich [95].

Anschaulicher wird diese abstrakte Spülbewertung, wenn für diese ein Behandlungsziel direkt bewertet werden kann. Zum Beispiel könnten Zielgehalte *in situ* aus den aktuellen Prozessdaten modelliert werden. Somit wird eine direkt messbare Zielgröße zur Bewertung der Spülwirkung genutzt.

Dies soll am Beispiel der Wasserstoffentfernung genauer vertieft werden. Wasserstoff ist wie Stickstoff und Sauerstoff im Stahl löslich. Beim Wasserstoff verringert sich die Löslichkeit beim Erstarren wesentlich und führt zur Ausscheidung von molekularem Wasserstoff. Der durch diese Ausscheidung entstehende Gasdruck kann durch thermische und mechanische Belastung des späteren Bauteils dessen mechanische Belastbarkeit übersteigen und zu Innenrissen, den so genannten Flockenrissen, führen [5]. Dies kann auch langfristig zum vorzeitigen Versagen von so vorgeschädigten Bauteilen führen. Um den Wasserstoffgehalt in einem Stahl nach dem Urformen oder nach einer galvanischen Behandlung zu senken, wird das Bauteil bei Temperaturen von bis zu etwa 300 °C mehrere Stunden einer Wärmebehandlung, dem Wasserstoffarmglühen, ausgesetzt. Bei Halbzeugen mit großen Abmaßen und Anforderungen an den Wasserstoffgehalt von 1 ppm und geringer kann dieser Prozess mehrere Tage andauern.

Die Einstellung der Konzentration von im Stahl gelösten Gasen kann auch im schmelzflüssigen Zustand erfolgen. Aufgrund der in einer Schmelze höheren Beweglichkeit der Schadgase ist dies effektiver und in einem kürzeren Zeitraum möglich. Hierfür wird die Schmelze mit einem geeigneten Spülgas gespült. Ein Herabsetzen des Umgebungsdruckes kann für die Entgasung nützlich sein. Betrachtet man die Wasserstoffentfernung während der sekundärmetallurgischen Behandlung, so sind die wesentlichen Einflussfaktoren der Kammerdruck, die Art des Spülens (Bodenspülen oder Spülwanze) und die Spülgasmenge [124, 125].

Der Wasserstoffgehalt in Schmelzen kann auch von der Prozessführung beeinflusst werden. So ist die Wasserstofflöslichkeit von Legierungselementen abhängig. Insbesondere das Nachlegen von Elementen, die diese Löslichkeit erhöhen, wie zum Beispiel Titan, Vanadium, Chrom, Mangan und Nickel oder Elementen wie Niob, die zur Hydridbildung neigen, sollte zu Beginn der Entgasungsbehandlung vermieden werden. Elemente, die mit Eisen im festen Zustand Verbindungen eingehen, zum Beispiel Aluminium und Silizium oder Elemente, die auf Zwischengitterplätze in das Eisengitter eingelagert werden können, wie Bor, senken die Wasserstofflöslichkeit. Die wesentlichen Legierungselemente und deren Einfluss auf die Wasserstofflöslichkeit sind in

⁷Dies kann anhand der kritischen Weberzahl bestimmt werden. Für Stahlschmelzen liegt der maximale Blasendurchmesser etwa bei 25 mm.

Abbildung 4.34 dargestellt. Der Einfluss von atmosphärischem Wasserstoff kann vernachlässigt werden, wenn dieser entweder durch die Schlagke wirksam abgeschirmt oder aus der Atmosphäre entfernt wird [5].

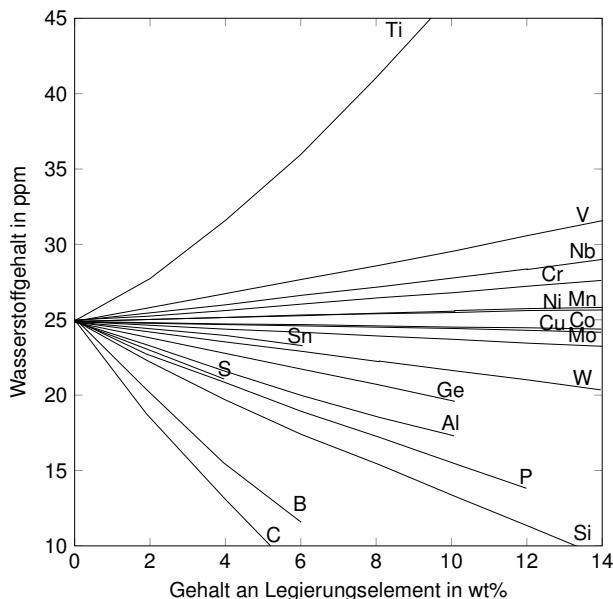


Abbildung 4.34: Wasserstofflöslichkeit bei $p_{H_2} = 1$ bar in binären Eisenschmelzen bei $1600\text{ }^\circ\text{C}$ in Abhängigkeit von der Konzentration an Zusatzelementen [5]

Bei bekanntem Wasserstoffgehalt zum Anfang der Schmelzbehandlung ist es grundsätzlich möglich, die Entfernung des Wasserstoffs anhand der Prozessdaten zu berechnen [126]. In der Praxis werden Erfahrungswerte für die Prozessführung genutzt und der Wasserstoffgehalt der Schmelze beim Gießen in der Verteilerrinne gemessen.

Durch Zugabe von Legierungsstoffen wird Wasserstoff in unbestimmter Menge zugeführt, wodurch eine Vorhersage ausschließlich aufgrund der Spülgasmenge erschwert wird. Insbesondere durch nasse stickstoffarme Kohle oder Kühlschrott bei Tagen mit hoher Luftfeuchtigkeit oder Niederschlag kann Feuchtigkeit verschleppt werden.

Auch wenn die Menge des eingeschleppten Wasserstoffs überschlägig abgeschätzt wird, spielt der Einbringungszeitpunkt eine wesentliche Rolle, da der Wasserstoff nicht proportional zur Spülgasmenge aus der Schmelze gelöst wird [127]. Besonders bei der Zugabe von Kühlschrott kann Feuchtigkeit zu einem späten Zeitpunkt der Behandlung eingetragen werden und somit bis

gar nicht entfernt werden.

Für eine möglichst gute Modellierung wäre die Menge des hierbei eingebrachten Wasserstoffs zu ermitteln. Die Bestimmung des Gehaltes am Behandlungsanfang und die durch Zuschlagstoffe während des Prozesses eingebrachte Menge von Wasserstoff bedeuten zusätzliche Arbeitsschritte, wodurch die Behandlungszeit und der Messmittelverbrauch ansteigen.

Die Wasserstoffentfernung in erstarrtem Stahl erfolgt über Diffusion. Hierbei diffundiert der Wasserstoff aufgrund des Konzentrationsgradienten zur Atmosphäre an die Oberfläche.

Die Diffusionskoeffizienten sind aufgrund der größeren mittleren freien Weglänge in der Gasphase wesentlich größer als in der Schmelzphase oder dem festen Werkstück. Der Diffusionswiderstand in der Gasphase kann gegenüber der flüssigen Phase somit vernachlässigt werden. Bei hohen Temperaturen laufen die Grenzflächenreaktionen sehr schnell ab, somit wird die Geschwindigkeit der Wasserstoffentfernung im Wesentlichen durch Diffusion in der Stahlschmelze beeinflusst [128].

Werden ungerührte Schmelzen untersucht, so erfolgt die Entgasung über die Badoberfläche. Die maximale Löslichkeit von Wasserstoff in Stahlschmelzen ist abhängig vom Wasserstoffpartialdruck p_{H_2} und kann nach dem Sievertschem Quadratwurzelgesetz

$$a_{\text{H}} = K_{\text{H}} \cdot \sqrt{p_{\text{H}_2} \cdot \frac{\text{ppm}^2}{10 \text{ bar}}} \quad (4.14)$$

abgeschätzt werden. Für unlegierte und niedriglegierte Stähle kann die Aktivität des Wasserstoffs a_{H} mit der Konzentration c_{H} gleich gesetzt werden [5]. Die Gleichgewichtskonstante für Wasserstoff (K_{H}) kann über

$$\lg(K_{\text{H}}) = -\frac{1905 \text{ K}}{T} + 2,907 \quad (4.15)$$

ermittelt werden [5]. Somit ergibt sich bei 1600 °C und atmosphärischem Druck eine maximale Löslichkeit des Wasserstoffs von etwa 25 ppm.

Bei einer ungerührten Schmelze wird aufgrund der geringen Entgasungsreichweite an der Grenzschicht der Wasserstoff nur oberflächennah entfernt. Die Bewegung des Wasserstoffs in der Schmelze zur Phasengrenzfläche kann als Gradientendiffusion angenommen werden. Außer der Wasserstoffentfernung über Diffusion kann Wasserstoff auch in der Schlacke gelöst werden [16]. Da das zu bestimmende Entgasungsmodell für die Vakuumbehandlung mit Argon als Spülgas vorgesehen ist, werden Schlackreaktionen in dieser Arbeit nicht weiter berücksichtigt.

An der Phasengrenzfläche wird ein minimaler Wasserstoffgehalt erreicht, wenn die Diffusionstromdichten der Wasserstoffentfernung und der Wasserstoffaufnahme gleich groß sind. Dieses Gleichgewicht kann durch die Verringerung der Konzentration des Wasserstoffs in der Gasphase und der Erhöhung des Dampfdruckes in Richtung geringer Gehalte begünstigt werden.

Um die Konzentration des gelösten Wasserstoffs an der Phasengrenzfläche gering zu halten,

muss der Wasserstoff an der Phasengrenzfläche schnell adsorbiert werden. Die benötigte Verdampfungsenergie wird von der Schmelze bereitgestellt. Das bedeutet, bei einem maximalen Wasserstoffgehalt von 24,7 ppm können pro Tonne bei 1600 °C etwa 0,27 m³ Wasserstoff maximal entfernt werden. Damit molekularer Wasserstoff von der Spülgasblase in das Stahlbad zurück diffundieren kann, muss die Dissoziationsenergie aufgebracht werden. Diese ist mit etwa 435 kJ/mol wesentlich größer als die Verdampfungswärme von etwa 0,9 kJ/mol. Daraus lässt sich erkennen, dass im Gleichgewicht der Wasserstoffgehalt in Schmelze und Gasphase unterschiedlich ist und nicht über einfache Konzentrationsgleichgewichte bestimmt werden kann.

Durch induktives oder mechanisches Rühren können die Diffusionswege verkürzt werden, da immer wieder wasserstoffreiche Schmelze an die Oberfläche strömt und somit der Konzentrationsgradient an der Badoberfläche möglichst groß gehalten wird. Hierbei setzt sich die Geschwindigkeit der Entgasung aus der Bewegung der Schmelze, in Form der eingebrachten Rührleistung, und der Diffusion zusammen. Bei maximaler Rührleistung überwiegt der Einfluss der Badbewegung, bei stilem Bad überwiegt die Diffusion. Hierbei findet die maximale Entgasung bei dem optimalen Verhältnis von eingebrachter Spülleistung und Diffusionsgradienten statt. Die Entgasung von Wasserstoff an der Schmelzbadoberfläche kann mit Hilfe der Fickschen Gesetze beschrieben werden [124–126, 129].

Wird die Schmelze mit einem Gas gespült, so dienen die Spülgasblasen als Entgasungskeime. Auch können kleine Gasblasen, deren Auftrieb aufgrund ihrer Größe so gering ist, dass sie entweder in der Zeit bis zum Gießen nicht an die Schmelzbadoberfläche aufsteigen oder durch die Strömung in der Schmelze gehalten werden, in der Wirbelschleppen von Spülgasblasen aufsteigen [95].

Wird eine einzelne Spülgasblase untersucht, so steigt deren Wasserstoffpartialdruck mit der Zunahme des aufgenommenem Wasserstoffs aus der Schmelze an. Das bedeutet, dass bei der Spülgasbehandlung der Wasserstoff nicht mehr ausschließlich aus dem oberflächennahen Bereich des Schmelzbades entfernt wird. Zusätzlich zu der Oberfläche wird der Wasserstoff an der Phasengrenzfläche zwischen Spülgasblasen und Schmelze entfernt. Die Wasserstoffaufnahmekapazität einer einzelnen Spülgasblase ist, sofern der Wasserstoff nicht chemisch gebunden wird, abhängig von ihrem Anfangsvolumen. Mit steigendem Blasenvolumen sinkt die relative Oberfläche. Viele kleine Blasen haben den Vorteil, dass diese aufgrund ihres geringeren Auftriebs länger in der Schmelze verweilen und über die größere Phasengrenzfläche die Diffusion des Wasserstoffs in die Blasen begünstigen. Aufgrund der geringen Aufnahmekapazität wird das Gleichgewicht der Diffusion innerhalb der Verweilzeit der Blase in der Schmelze erreicht. Ist die Blase groß, so kann sie die Badoberfläche erreicht haben, bevor sie ihre Wasserstoffaufnahmekapazität voll ausgeschöpft hat. Aufgrund des ferrostatischen Druckes nimmt das Volumen, und somit die Geschwindigkeit der Spülgasblase mit dem Blasenaufstieg zu.

Betrachtet man das Strömungsfeld um die aufsteigende Gasblase, insbesondere die Verwirbelungen im Blasennachlauf [95], die Änderung ihrer Zusammensetzung sowie deren Volumenzunahme, so kann bei dieser Form der Wasserstoffentfernung nicht mehr von einem konstanten Diffusionskoeffizienten und der Näherung zweier unendlicher Halbräume ausgegangen werden. Somit können die Fickschen Gesetze nur in sehr grober Näherung zur Beschreibung des Systemverhaltens genutzt werden. Will man einen nicht geradlinigen Blasenaufstieg als auch die Interaktion der Spülgasblasen beim Aufsteigen berücksichtigen, so ist die Lösung der partiellen Differentialgleichung des zweiten Fickschen Gesetzes nicht mehr trivial möglich. Nimmt man die Wasserstoffentfernung als isothermen Stofftransport an, der einem Gleichgewicht zustrebt, so kann versucht werden, die Wasserstoffentfernung mittels Arrhenius–Ansatz

$$k = A_f \cdot e^{-\frac{E_A}{R \cdot T}} \quad (4.16)$$

mit der Reaktionsgeschwindigkeitskonstanten k , dem Faktor der Arrhenius–Gleichung A_f , der Aktivierungsenergie E_A , der universellen Gaskonstante R und der Temperatur T zu beschreiben. Der Arrhenius–Ansatz eignet sich für die Geschwindigkeitsbeschreibung der meisten chemischen Prozesse und liegt der Herleitung der Fickschen Gesetze zugrunde [130, 131]. Aus dem Sievertschen Quadratwurzelgesetz ergeben sich als Einflussgrößen für den stationären Wert des Wasserstoffgehaltes die Temperatur der Schmelze, welche als konstant angenommen werden kann⁸ sowie der Kammerdruck. Die Entgasungsgeschwindigkeit, beziehungsweise die Zeitkonstante der Exponentialfunktion, ist abhängig von dem Wasserstoffpartialdruck im Vakuumgefäß als Diffusionsgradient sowie der Diffusionsgeschwindigkeit. Letztere wird durch die spezifische Phasengrenzfläche des Spülgases in der Schmelze und der Strömung im Gefäß beeinflusst. Sowohl die Phasengrenzfläche als auch die Strömung werden durch die Einleitung des Spülgases verursacht, so dass diese Einflüsse in der spezifischen Spülgasmenge als Einflussparameter zusammengefasst werden können.

Bei Verwendung einer Schlacke findet die Entgasung an der Schmelzbadoberfläche nur im Spülfleck statt, dessen Größe sich proportional zum Spülgasdurchfluss verhält. Der Anteil des über die Oberfläche entfernten Wasserstoffes ist im Vergleich zur Entfernung über die Blasenoberfläche als gering anzusehen [132], so dass der Einfluss der bekannten Fehlerquellen der Auswertung der Spülfleckgröße⁹ bei Vernachlässigung nur zu einem vergleichsweise geringen Fehler in der Bestimmung der Wasserstoffentfernung führt.

Ebenfalls kann Wasserstoff durch eine geeignete Schlackenmetallurgie gelöst werden. Dazu wird

⁸Der maximale Wasserstoffgehalt nach Sievert liegt bei einer Temperatur der Schmelze bei Behandlungsbeginn von 1650 °C bei 26,08 ppm, etwa 6 % höher als bei einer Temperatur von 1600 °C mit 24,54 ppm zum Ende der Behandlung.

⁹Dies wurde am Laborspülstand gezeigt (siehe Abbildung 3.32, Seite 52).

Schlacke in der Schmelze emulgiert, um die an der Grenzfläche zur Schlacke stattfindenden Transportprozesse von Wasserstoff zu verbessern. Dies wird durch die Schmelzenströmung begünstigt und ist ebenfalls vom Spülgasdurchfluss abhängig. Um den Wasserstoffgehalt für einen beliebigen Prozesszeitpunkt vorauszusagen, kann die Spülbehandlung in diskrete Zeitschritte zerlegt werden, für die die Prozessführung als stationär angenommen wird. Für jedes dieser Zeitintervalle wird die Berechnung des sich ergebenden Wasserstoffgehaltes iterativ aus dem vorherigen Wasserstoffgehalt sowie den berücksichtigten Einflussgrößen berechnet.

Aus diesen Betrachtungen ergibt sich eine Exponentialfunktion, die um den Gleichgewichtsgehalt an Wasserstoff $c_{H_{\min}}$ zur Ordinate verschoben wird

$$c_H = (c_{H_{\text{Start}}} - c_{H_{\min}}) \cdot e^{-\frac{V_{\text{Spaz}}}{V_0}} + c_{H_{\min}}. \quad (4.17)$$

Dem stationären Gehalt an Wasserstoff in der Schmelze $c_{H_{\min}}$ für die Behandlung liegt das Sievertsche Quadratwurzelgesetz zugrunde. Da die Temperatur während der Behandlung als nahezu konstant angenommen werden kann, ergibt sich die parametrisierte Darstellung

$$c_{H_{\min}} = a \cdot \sqrt{p_{\text{Of}}} + b \quad (4.18)$$

mit a und b als zu ermittelnde Parameter. Analog wird die „Zeitkonstante“ der Diffusion

$$V_0 = c \cdot p_{\text{Of}} + d \quad (4.19)$$

mit den Parametern c und d bestimmt. V_0 ist ebenfalls vom Kammerdruck abhängig, da mit geringerem Kammerdruck mehr Wasserstoff aus der Kammeratmosphäre entfernt wird und der überwiegende Anteil des Wasserstoffs an der Phasengrenzfläche zwischen Spülgasblasen und Schmelze entfernt wird [132]. Ebenfalls beeinflusst der Kammerdruck die Blasenbildung. Damit die sich daraus ergebende Modellbeziehung

$$c_H = (c_{H_{\text{Start}}} - (a \cdot \sqrt{p_{\text{Of}}} + b)) \cdot e^{-\frac{V_{\text{Spaz}}}{(c \cdot p_{\text{Of}} + d)}} + (a \cdot \sqrt{p_{\text{Of}}} + b) \quad (4.20)$$

die Entgasung von Schmelzen geeignet abbildet, werden die Parameter anhand von Entgasungskurven von vergleichbaren Standentgasungsspülständen, die der Literatur entnommen werden, bestimmt. Hierfür wurden Entgasungskurven bei unterschiedlichen Kammerdrücken und Startgehalten von Wasserstoff berücksichtigt (Abbildung 4.35 und 4.36) [124, 126, 129].

Da hierbei vier Parameter bestimmt werden müssen, welche sich in ihrer Wirkung gegenseitig beeinflussen können, wird ein vierdimensionaler Parameterraum aufgespannt, in dem die optimale Lösung bestimmt werden muss. Da die Wertebereiche der Parameter nur grob abgeschätzt werden können und die notwendige Auflösung der Wertebereiche unbekannt ist, steigt die Anzahl

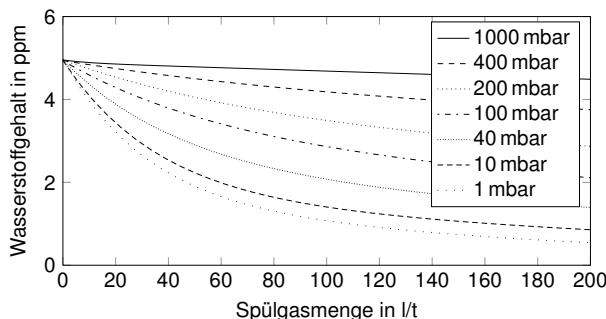


Abbildung 4.35: Wasserstoffentfernung in Abhängigkeit vom Kammerdruck nach *Bannenberg* [124]

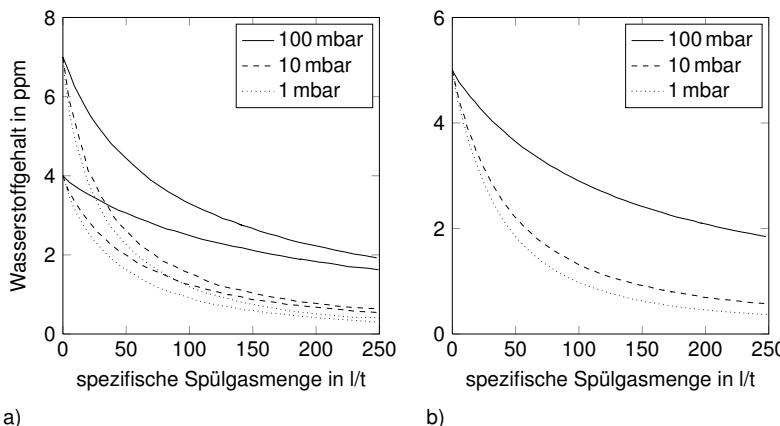


Abbildung 4.36: Wasserstoffentfernung a) in Abhängigkeit vom Kammerdruck und Startgehalt nach *Lachmund* [129] und b) in Abhängigkeit vom Kammerdruck nach *Koehle* [126]

der erforderlichen Berechnungsschritte stark an, wenn das gesamte Parameterfeld abgebildet werden soll. Für die Bestimmung von Optima in mehrdimensionalen Parameterräumen eignet sich die Monte Carlo Methode¹⁰.

Die Monte Carlo Methode ist ein weit verbreitetes Optimierungsverfahren. Hierbei wird versucht, mithilfe von Zufallszahlen analytisch aufwendige oder nicht lösbare Probleme numerisch zu lösen [133]. Für die Parameterbestimmung mittels Monte Carlo Methode wird eine Prüfgröße benötigt.

¹⁰Die Funktionsweise der Monte Carlo Methode ist im Anhang auf Seite 144 dargestellt.

tigt, die die Qualität der gefundenen Lösung quantifiziert. Hier wird der relative Abstand zwischen modellierten und der aus der Literatur entnommenen gemessenen Entgasungskurven gewählt. Im Gegensatz zu der gebräuchlicheren Methode der kleinsten Abstandsquadrate wird aufgrund der exponentiellen Abhängigkeit des Wasserstoffgehaltes von der spezifischen Spülgasmenge das Modell nicht zu besonders großen oder kleinen Argumenten und Funktionswerten gewichtet. Somit wird für jede Entgasungskurve die prozentuale Abweichung der Modellberechnung von der Literaturquelle gebildet und aus allen verwendeten Kurven gleich gewichtet, die mittlere absolute Abweichung bestimmt. Die Prüfgröße ermöglicht das automatisierte gleichzeitige Bewerten mehrerer Vergleichskurven. Die einzustellenden Parameter werden zufällig um eine bestimmte Varianzbreite variiert. Verbessert sich die Prüfgröße für eine gewisse Anzahl von Berechnungsschritten nicht, so wird die Varianzbreite der zufälligen Parameteränderung verringert. Als Abbruchkriterium wird ein Grenzwert der Varianzbreite von 2^{-16} gewählt, um sicherzustellen, dass die Parameter mit ausreichender Auflösung bestimmt werden.

Um eine optimale Lösung zu finden, werden verschiedene Startbedingungen gewählt. Um ein möglichst großes Spektrum an Variation abzudecken und somit nach Möglichkeit die global statt einer lokal besten Lösung zu finden, werden als Startwerte Zahlenwerte von eins, zehn und einhundert¹¹ genutzt. Die sich daraus ergebenden besten Lösungen wurden mit der Simulation von Startgrößen, welche sich aus der physikalischen Betrachtung der Modellbildung ergeben, verglichen.

Die sich so ergebende optimale Lösung

$$c_H = (c_{H_{\text{Start}}} - c_{H_{\text{min}}}) \cdot e^{-\frac{V_{\text{Spez}}}{V_0}} + c_{H_{\text{min}}} \quad (4.21)$$

mit

$$\begin{aligned} V_0 &= 772 \frac{1}{t \cdot \text{bar}} \cdot p_{\text{O2}} + 46,9 \frac{1}{t} \\ c_{H_{\text{min}}} &= 2,87 \frac{\text{ppm}}{\text{bar}} \cdot \sqrt{p_{\text{O2}}} + 0,369 \text{ ppm} \end{aligned} \quad (4.22)$$

weist eine mittlere Abweichung zu den verwendeten Literaturkurven von kleiner 5 % auf. Berücksichtigt man bei der Parametrisierung den Exponenten des Kammerdrucks in der Berechnung für V_0 und $c_{H_{\text{min}}}$, so bestätigt sich die Annahme, dass für den Gleichgewichtsanteil die Quadratwurzel des Kammerdrucks und für die Zeitkonstante der Kammerdruck proportional einfließt. Aus der gefundenen Exponentialbeziehung kann der physikalische Entfernungsprozess von Wasserstoff während der Pfannenstandentgasung beschrieben werden. Sowohl Schmelzenmasse, Spülgasmenge als auch Kammerdruck werden berücksichtigt. Eventuelle Unterschiede zwischen verschiedenen Standentgasungsanlagen können kompensiert werden, indem Wirkungsgrade beziehungsweise Faktoren für das spezifische Spülgasvolumen und den Kammerdruck bestimmt

¹¹Unter Berücksichtigung der jeweiligen Einheit des Parameters.

werden.

4.6.2.1 Adaption des Wasserstoffmodells an einem Realspülstand

Das Modell zur Wasserstoffentfernung bildet die Entfernung von Wasserstoff anhand gemessener Entgasungskurven aus der Literatur ab. Die physikalischen Vorgänge und somit die Charakteristik der Entgasung ist prinzipiell unabhängig vom verwendeten Aufbau und stellt einen Gleichgewichtsprozess dar. Um die gefundenen Abhängigkeiten auf den vorhandenen Spülstand übertragen zu können, müssen die anlagenspezifischen Parameter angepasst werden.

Wie in der Modellbildung betrachtet, sind die wesentlichen Einflussgrößen für die Modellierung des Wasserstoffgehaltes die spezifische Spülgasmenge und der Kammerdruck. Die anlagenspezifischen Einflussgrößen für die Geschwindigkeit und den sich einstellenden Gleichgewichtszustand des Prozesses werden in Form von Skalierungsfaktoren oder auch den Wirkungsgraden der Prozessgrößen zusammengefasst.

In dem Faktor für den Spülgasdurchfluss werden der Einfluss der Blasenbildung an dem Spülstein (Anzahl und daraus resultierend die Größe der Spülgasblasen), der sich ausbildenden Strömung in der Pfanne (Verweilzeit der Blasen in der Schmelze und Diffusionswege des Wasserstoffs) und der Einfluss des Spülgases zusammengefasst. Der Vorfaktor des Kammerdruckes fasst die Aufnahmekapazität der Kammeratmosphäre und den Abtransport des Schadgases zusammen. Die Rekombination von entferntem Wasserstoff über den Spülfleck wird sowohl durch die Abhängigkeit der Größe des Spülfleckes vom Spülgasdurchfluss als auch von der Gleichgewichtslage der Diffusionsströme über den Kammerdruck beeinflusst.

Für die Anpassung der Modellbeziehung an die in dieser Arbeit betrachteten Spülstände wird ein fortlaufender Datensatz, welcher sich über einen Zeitraum von 187 Tagen erstreckt, betrachtet. Dieser Datensatz umfasst die Schmelzbehandlungen von zwei vergleichbaren Vakuumspülständen. Um das Spülverhalten zu beurteilen, werden die Spülbehandlungen von allen Schmelzen des Datensatzes genutzt, für die der Endgehalt an Wasserstoff bestimmt wurde. Die so betrachteten 1073 Schmelzbehandlungen ermöglichen eine aussagekräftige statistische Beurteilung.

Als Ausgangswerte der Vorfaktoren für Kammerdruck und Spülgasmenge werden diese Werte mit eins angenommen. Da der Startgehalt an Wasserstoff der Schmelzen nicht erfasst wird, muss dieser überschlägig abgeschätzt werden. Als Orientierungswerte für Wasserstoffgehalte im Stahl nach dem Blasprozess im Konverter werden in der Literatur Angaben von 2 bis 9 ppm angegeben [5]. Der mittlere Wasserstoffgehalt der Schmelzen, welche nicht im Vakuum gespült wurden, beträgt 4,0 ppm, so dass dieser Wert als Startwert für die Parametrisierung angenommen wird.

Für diese Skalierung wird jeweils ein Parameter variiert, während die anderen Parameter auf einen vorher festgelegten Wert gesetzt werden.

Würde die Bewertung des Modells anhand der Minimierung der Fehlerquadrate erfolgen, müsste

anhand der Streuung und einem fest zu legendenden Signifikanzniveau ein Wert ermittelt werden, um den der berechnete Gehalt den zu erreichenden Gehalt unterschreiten muss, damit das Behandlungsziel prozesssicher erreicht wird. Wie anhand der Entgasungskurven erkennbar (siehe Abbildung 4.35 und 4.36) kann für die Erreichung dieses Offsetwerts je nach Wasserstoffgehalt die erforderliche Spülgasmenge und somit die Behandlungszeit stark variieren. Ebenfalls ist ein geringfügiges Überschreiten des zu erreichenden Wasserstoffgehaltes deutlich negativer zu bewerten als ein signifikantes Unterschreiten. Wird um den Messwert ein geeigneter Zielbereich genutzt, so kann die gleichzeitige Bewertung von Mittelwert und Streuung erfolgen.

Als Bewertungskriterium wird der Anteil der Schmelzen genutzt, deren berechneter Gehalt an Wasserstoff im Bereich von 0 bis 1 ppm größer als der gemessene Wasserstoffgehalt ist. Dies soll sicherstellen, dass die modellierten Wasserstoffgehalte größer der gemessenen Gehalte sind und somit zur Prozessregelung genutzt werden können.

Für die Bewertung des Einflusses der Parameter werden die 10 %, 50 % und 90 % Quantile, die Mittelwerte sowie die Streubreiten der Verteilungsfunktionen genutzt, auch wenn diese nicht in jedem Fall explizit angegeben werden.

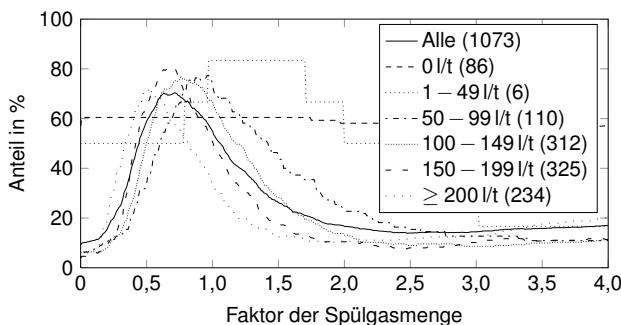


Abbildung 4.37: Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich bei Variation des Faktors der Spülgasmenge für verschiedene Bereiche der spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum, mit Angabe der Anzahl der Schmelzen in Klammern

In Abbildung 4.37 ist die Auswertung für die Skalierung des Durchflusses unterteilt nach der gemessenen Verbrauchsmenge an Spülgas dargestellt. Die betrachteten Schmelzen werden aufgrund ihrer spezifischen Spülgasmenge im Vakuum in Klassen eingeteilt, um die Modellvariation besser deuten zu können. Die Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge über 200 l/t befinden sich im Bereich der Gleichgewichtslage des Entgasungsprozesses und werden in einer Klasse zusammengefasst. Die Verteilungsfunktion der spezifischen Spülgasmengen ist in Abbildung 4.38 dargestellt.

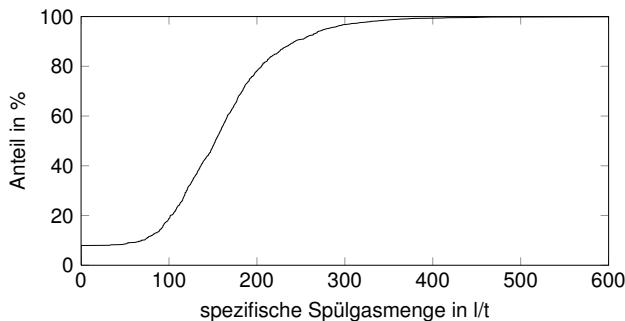


Abbildung 4.38: Verteilungsfunktion der spezifischen Spülgasmenge der betrachteten Schmelzen

Bei geringen spezifischen Spülgasmengen dominiert der Einfluss des Startwasserstoffgehaltes. Da dieser unbekannt ist und durch Legierungzugabe verfälscht werden kann, ist diese Klasse für die Bewertung nicht aussagekräftig. Bei sehr großen spezifischen Spülgasmengen befindet sich das System nahe des Gleichgewichts, so dass der Einfluss der Faktoren als relativ gering betrachtet werden kann. Für die Beurteilung werden bevorzugt die Schmelzen der Klassen mit einer spezifischen Spülgasmenge im Vakuum von 50 bis 149 l/t ausgewertet. Ebenfalls werden somit Schmelzen nicht berücksichtigt, bei denen der Schmelzer die Spülwirkung als schlecht eingeschätzt hat und die infolgedessen mit deutlich mehr Spülgas beaufschlagt wurden als theoretisch für den nötigen Behandlungserfolg erforderlich gewesen wäre.

Werden zusätzlich die Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge von 150 bis 199 l/t, beziehungsweise mit mehr als 200 l/t, für die Auswertung berücksichtigt, so verschiebt sich der Faktor bei der größten Übereinstimmung zu niedrigeren Werten von etwa 0,8 auf zirka 0,7, jedoch sinkt der Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich von 76 % auf etwa 71 % (Abbildung 4.39).

Mit zunehmender spezifischer Spülgasmenge nähern sich sowohl der gemessene als auch der berechnete Wasserstoffgehalt dem Gleichgewichtsgehalt, so dass beide Werte um die Gleichgewichtslage schwanken. Dies führt dazu, dass trotz des geringen Unterschiedes, der modellierte Wert unterhalb des gemessenen Wertes liegen kann und somit nicht mehr die Bewertungskriterien erfüllt. Um dies zu kompensieren, muss der Vorfaktor des Spülgasdurchflusses reduziert werden. Dies verfälscht die Modellierung der Schmelzen, die sich nicht im Bereich des Sättigungsgehaltes an Wasserstoff befinden.

Die alleinige Untersuchung des Anteils der Schmelzbehandlungen im tolerierten Bereich eignet sich, um den Skalierungsfaktor der Spülgasmenge zu bestimmen, jedoch ermöglicht dies nicht die Bewertung des Einflusses dieses Faktors auf die Modellierung. Betrachtet man die Verteilungsfunktion der Differenz zwischen modelliertem und gemessenen Wasserstoffgehalt (Ab-

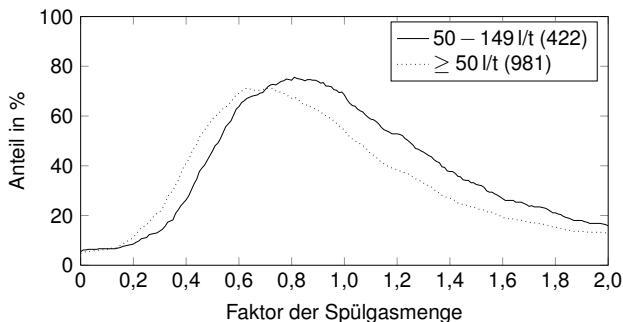


Abbildung 4.39: Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich bei Variation des Faktors der Spülgasmenge für verschiedene Bereiche der spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum, mit Angabe der Anzahl der Schmelzen in Klammern

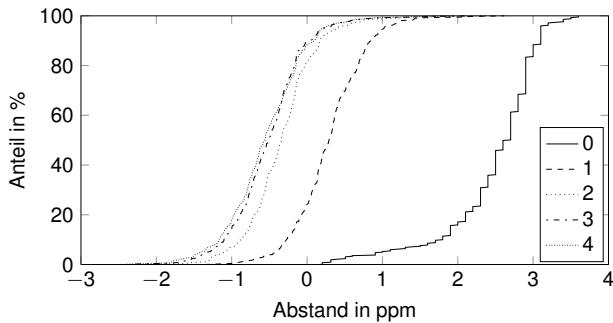


Abbildung 4.40: Verteilungsfunktion der Differenz zwischen berechnetem und gemessenem Wasserstoffgehalt unter Variation des Faktors der Spülgasmenge von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t

Abbildung 4.40) der Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum von 50 bis 149 l/t, so erhält man ausgehend vom Skalierungsfaktor Null, der Differenz von Startgehalt und gemessenem Wasserstoffgehalt, eine Verschiebung der Verteilungsfunktion mit zunehmendem Faktor zu kleineren Werten. Mit zunehmendem Skalierungsfaktor nähert sich der berechnete Wasserstoffgehalt dem Gleichgewichtsgehalt an, so dass für große Faktoren der Abstand des Gleichgewichtsgehaltes zum gemessenen Wasserstoffgehalt dargestellt wird. Zur Bewertung des Einflusses des Faktors auf die Verteilungsfunktion wird der Mittelwert \bar{d} , der Abstand zwischen 10% und 90% d_{10-90} der Messwerte sowie die Breite der Verteilungsfunktion d_{100} ermittelt.

In Abbildung 4.41 sind diese Kennwerte in Abhängigkeit des Faktors der Spülgasmenge darge-

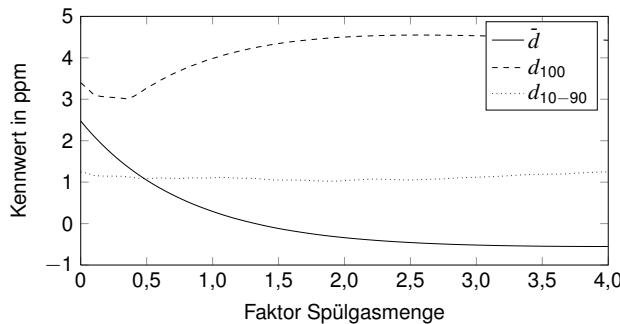


Abbildung 4.41: Kennwerte der Verteilungsfunktion der Differenz zwischen berechnetem und gemessenem Wasserstoffgehalt unter Variation des Faktors der Spülgasmenge von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t

stellt. Mit zunehmendem Faktor wird die Verteilung zu niedrigeren Werten verschoben. Ab etwa dem Dreifachen der Verbrauchsmenge an Spülgas erreichen die modellierten Wasserstoffgehalte den Gleichgewichtsgehalt. Die Breite der Verteilung nimmt anfangs bis zu einem Faktor von 0,3 auf einen Wert von 3,0 ppm ab, steigt danach bis ebenfalls die modellierten Wasserstoffgehalte den Sättigungsgehalt annehmen auf einen Wert von 4,6 ppm. Betrachtet man den Abstand zwischen 10 % und 90 % der Verteilung, so schwankt dieser im Vergleich zur Breite der Verteilung zwischen 1,25 ppm, für einen Faktor gleich null oder vier, und 1,02 ppm für einen Faktor von 1,9 (Abbildung 4.42). Werden nur die Messwerte des Wasserstoffgehaltes betrachtet, so ergibt sich

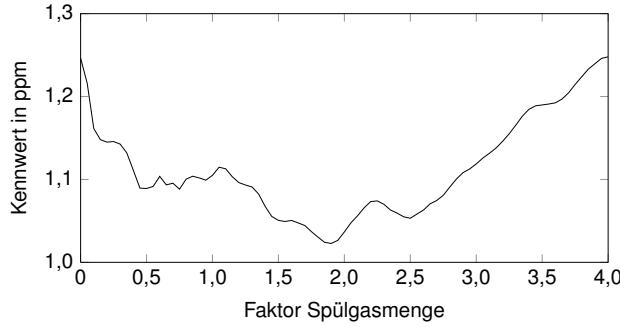


Abbildung 4.42: d_{10-90} -Wert der Verteilungsfunktion bei Variation des Faktors der Spülgasmenge

eine Spannweite der Verteilungsfunktion zwischen 10 % und 90 % der Messwerte von 1,30 ppm.

Da für die Wasserstoffberechnung für alle Schmelzen der gleiche Startgehalt an Wasserstoff angenommen wird, bildet für einen Faktor von null die Verteilungsfunktion die Verteilung der Messwerte bezogen auf den Startgehalt beziehungsweise bei einem Faktor wesentlich größer als eins die Verteilung der Startgehalte bezogen auf den Gleichgewichtsgehalt ab.

Für den Bereich der größten Übereinstimmung, ein Faktor der Spülgasmenge von 0,5 bis 1,1 kann der Wert von d_{10-90} als nahezu konstant angenommen werden. Trotz der Schwankung der Breite der Verteilung schwanken die Werte für d_{10-90} nur geringfügig, so dass der Faktor der Spülgasmenge die Verteilungsfunktion entlang der Ordinatenachse verschiebt, ohne die Form der Verteilung wesentlich zu ändern.

Eine weitere wesentliche Einflussgröße der Wasserstoffmodellierung ist der Kammerdruck. Da ein niedriger Kammerdruck sowohl den Gleichgewichtsgehalt als auch den Abtransport des Wasserstoffs, also die Geschwindigkeit der Entgasung, verbessert, ist aufgrund des Sievertschen Quadratwurzelgesetzes anzunehmen, dass die größte Beeinflussung der Modellierung durch einen Faktor des Kammerdrucks nahe null hervorgerufen wird. Wird der gemessene Kammerdruck für die Modellrechnung durch einen Faktor größer eins zu höheren Werten verschoben, sinkt die theoretische Entgasungsgeschwindigkeit und der Gleichgewichtsgehalt der Modellierung wird zu höheren Werten verschoben. Dieses Verhalten ist in Abbildung 4.43 dargestellt.

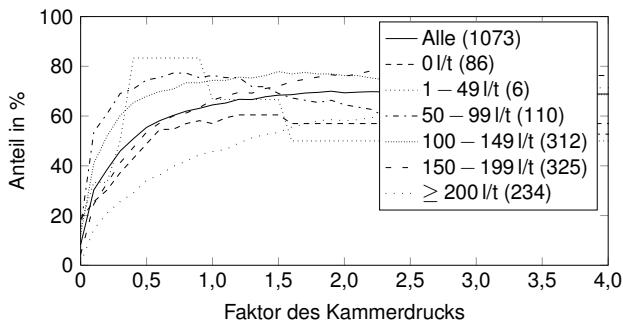


Abbildung 4.43: Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich bei Variation des Faktors des Kammerdrucks für verschiedene Bereiche der spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum, mit Angabe der Anzahl der Schmelzen in Klammern

Das sich ergebende Maximum des Anteils der Schmelzen im tolerierten Bereich bei Variation des Faktors des Kammerdrucks für Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t ist nicht so deutlich ausgeprägt wie jenes bei der Variation des Faktors der Spülgasmenge (Abbildung 4.44). Wird für eine vereinfachte Anpassung der Vorfaktor auf

dem Wert eins belassen, so verringert sich der Anteil der Schmelzen innerhalb der festgelegten Grenzen um etwa 0,8 %.

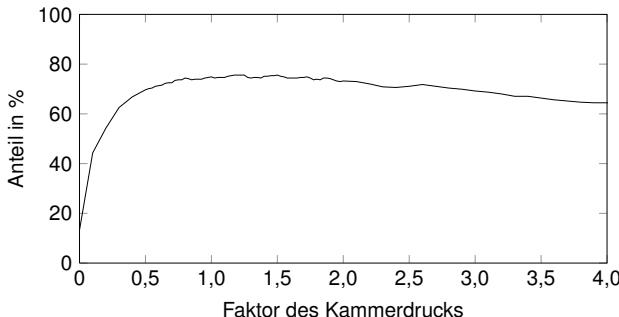


Abbildung 4.44: Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich bei Variation des Faktors des Kammerdrucks für Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t

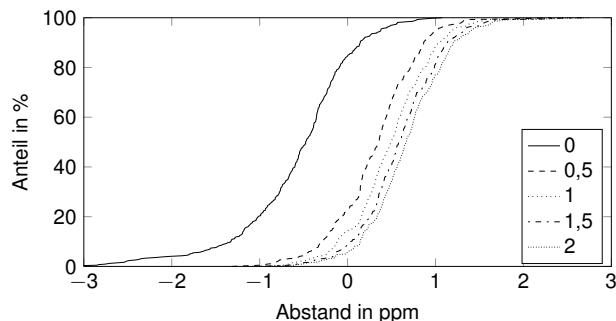


Abbildung 4.45: Verteilungsfunktion der Differenz zwischen berechnetem und gemessenem Wasserstoffgehalt unter Variation des Faktors des Kammerdrucks von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t

Wird die Verteilungsfunktion betrachtet (Abbildung 4.45), so ergibt sich mit zunehmendem Faktor ein Anstieg des Mittelwerts und eine Abnahme des d_{10-90} Wertes (Abbildung 4.46). Bei steigendem Faktor steigt der Abstand bei 10 % stärker an als der bei 90 %. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei Schmelzen mit einer starken Entfernung von Wasserstoff durch den Einfluss des Kammerdruckes auf den Gleichgewichtsgehalt die Entfernungsgeschwindigkeit überproportional verstärkt wird. Der Einfluss des Kammerdruckes auf Schmelzen, bei denen durch den Prozess kaum Wasserstoff entfernt wurde, ist als gering zu erachten. Diese Schmelzen beeinflussen den

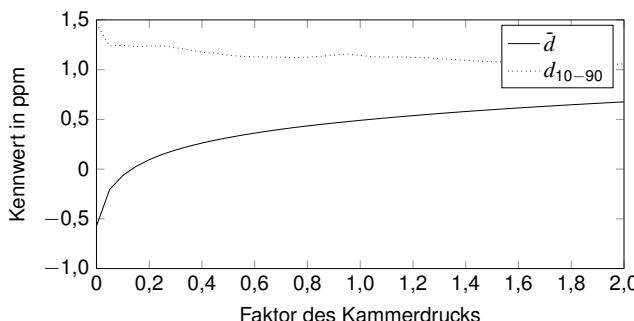


Abbildung 4.46: Verteilungsfunktion der Differenz zwischen berechnetem und gemessenem Wasserstoffgehalt unter Variation des Faktors des Kammerdrucks von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t

Wert bei 90 % der Messwerte stärker, da der modellierte Gehalt an Wasserstoff nahe dem Startgehalt liegt und somit die sich ergebende Differenz zum Messwert größer ausfällt.

Ein Faktor kleiner als eins verringert den berechneten Gleichgewichtsgehalt und die Geschwindigkeit der Entfernung, so dass die Gleichgewichtslage schneller erreicht wird. Für Faktoren größer eins liegt der modellierte Wasserstoffgehalt näher dem Startgehalt, so dass in der Verteilung der Abstände die Verteilung der Messwerte abgebildet wird. Aus dieser Betrachtung ergibt sich, dass für ein sehr breites Maximum, beziehungsweise dem Vorhandensein mehrerer Maxima, nicht der Mittelwert des Maximums, sondern bevorzugt der niedrigste Faktor gewählt werden sollte, bei dem der maximale Anteil erreicht wird.

Mit den so bestimmten Skalierungsgrößen für Spülgasmenge und Kammerdruck wird der angenommene Startwert des Wasserstoffgehaltes überprüft. Hierfür wird der Wasserstoffgehalt zu Beginn der Modellrechnung von 0 bis 25 ppm, dem Gleichgewichtsgehalt bei 1600 °C bei atmosphärischem Druck, variiert (Abbildung 4.47).

In Tabelle 4.3 sind für die einzelnen Klassen der spezifischen Spülgasmenge der Wert des maximalen Anteils der Schmelzen im tolerierten Bereiches sowie der zugehörigen Startgehalte $c_{H\text{Start}}$ und die Halbwertsbreite FWHM¹² dargestellt.

Tabelle 4.3: Kenngrößen der Graphen aus Abbildung 4.47

	0 l/t	1 – 49 l/t	50 – 99 l/t	100 – 149 l/t	150 – 199 l/t	≥ 200 l/t
$c_{H\text{Start}}$	4,0 ppm	3,9 ppm	3,6 ppm	4,2 ppm	4,4 ppm	5,3 ppm
Max.	60,47 %	66,67 %	79,09 %	75,96 %	79,69 %	65,38 %
FWHM	1,3 ppm	2,1 ppm	2,5 ppm	3,2 ppm	3,7 ppm	6,0 ppm

¹²FWHM ist die Breite eines Graphen oder eines Peaks bei halber Höhe.

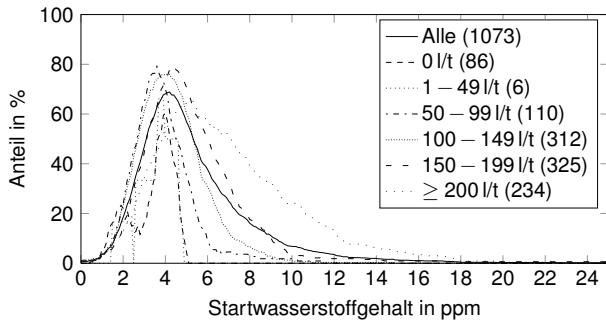


Abbildung 4.47: Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich bei Variation des Startwertes des Wasserstoffgehalts für verschiedene Bereiche der spezifischen Gesamtpülgasmenge, mit Angabe der Anzahl der Schmelzen in Klammern

Wird eine Schmelze mehr gespült, als zum Erreichen der Gleichgewichtslage benötigt wird, wird der Bereich des möglichen Startgehaltes größer, mit dem es möglich ist, den gemessenen Endgehalt zu erreichen. Dies zeigt sich durch den Anstieg der Halbwertsbreite mit zunehmender spezifischen Spülgasmenge.

Für Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum von 50 bis 149 l/t ergibt sich die höchste Übereinstimmung für einen Startgehalt von 3,9 ppm Wasserstoff und liegt somit minimal unter dem Mittelwert der gemessenen Wasserstoffgehalte der Schmelzen ohne Vakuumbehandlung. Werden Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge bis 199 l/min mit berücksichtigt, so verschiebt sich dieser Wert auf 4,1 ppm.

Die Berechnungsvorschrift wurde von Messkurven bis 7 ppm Wasserstoffgehalt abgeleitet. Da sie den physikalischen Entfernungsprozess von Wasserstoff abbildet, können auch tendenzielle Aussagen für Wasserstoffgehalte oberhalb 7 ppm getroffen werden. Diese wurden aber nicht anhand von Messdaten verifiziert. Analysiert man die Verteilungsfunktion (Abbildung 4.48), so beeinflusst der Startgehalt die Form der Verteilung.

Mit zunehmendem Startwert wird die Verteilungsfunktion zu höheren Werten verschoben. Ebenfalls steigt ab einem Wert von 3,0 ppm der d_{10-90} Wert an (Abbildung 4.49). Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Abstände bei 10 % langsamer mit zunehmendem Startgehalt an Wasserstoff ansteigen, als die Abstände bei 90 % der Messwerte. Für hohe Abstände liegt der modellierte Wasserstoffgehalt oberhalb des Messwertes. Folglich handelt es sich bei den Schmelzen mit einem niedrigen Wert des Abstandes um Schmelzen mit einer guten Wasserstoffentfernung, beziehungsweise einem geringen Startgehalt. Diese befinden sich in dem Bereich der Entgaskungskurve mit geringerem Anstieg.

Bei einem Startgehalt an Wasserstoff von 3,0 ppm erreicht d_{10-90} einen Minimalwert von 1,0 ppm,

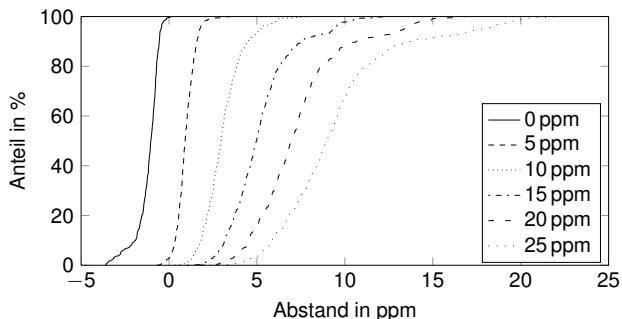


Abbildung 4.48: Verteilungsfunktion der Differenz zwischen berechnetem und gemessenem Wasserstoffgehalt unter Variation des Startgehaltes an Wasserstoff von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t

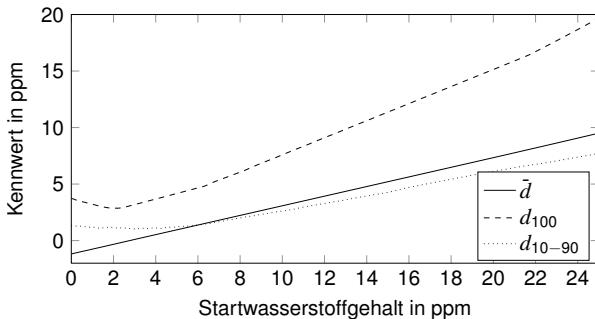


Abbildung 4.49: Kennwerte der Verteilungsfunktion der Differenz zwischen berechnetem und gemessenem Wasserstoffgehalt unter Variation Startgehalt an Wasserstoff von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t

somit liegen 90 % der Abstände zwischen $-0,4$ und $0,6$ ppm. Das bedeutet, dass durch eine Änderung der Bewertungskriterien auf zum Beispiel den gemessenen Wasserstoffgehalt $\pm 0,5$ ppm der Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich erhöht werden könnte, aber dies auch dazu führen würde, dass vermehrt Wasserstoffgehalte modelliert würden, die unterhalb der Messwerte liegen. Wird das Wasserstoffmodell zur Prozesssteuerung genutzt, könnte der Entgasungsprozess vorzeitig beendet werden. Dadurch wäre das Einhalten von Zielgehalten nicht oder nur bedingt möglich.

Betrachtet man die einzelnen Klassen, so steigt mit zunehmendem Startgehalt sowohl der maximale, der mittlere als auch der minimale Abstand der Verteilungsfunktion an (Abbildung 4.50). Für

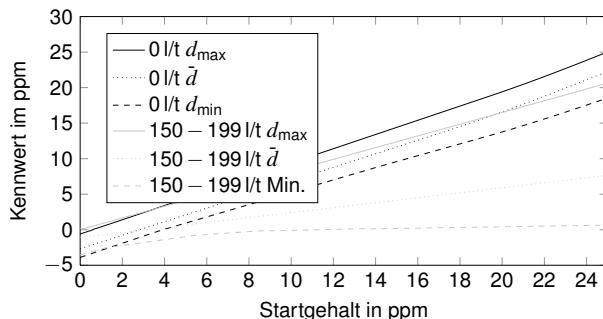


Abbildung 4.50: Maximal- und Minimalwerte der Verteilungsfunktion der Differenz zwischen berechnetem und gemessenem Wasserstoffgehalt unter Variation des Startgehaltes an Wasserstoff von Schmelzen

Schmelzen mit einer hohen spezifischen Spülgasmenge steigen die Werte für d_{\min} und \bar{d} wesentlich geringer an als für Schmelzen mit geringeren spezifischen Spülgasmengen. Dies ist darauf zurück zu führen, dass laut der Entgasungskurve bei hohen Startgehalten der Anteil des entfernbaren Wasserstoffs vergleichsweise hoch ausfällt. Betrachtet man den maximalen Abstandwert der Verteilung, fällt der Unterschied zwischen den Beurteilungsklassen geringer aus. Dies ist auf den Kammerdruck während der Entgasungsbehandlung zurückzuführen.

Mit den vorgestellten Faktoren wird diese Skalierung so oft durchgeführt bis keine weitere Verbesserung des Modells erfolgt. Hieraus ergeben sich ein Skalierungsfaktor von 0,8 für den Spülgasdurchfluss sowie 1,0 für die Skalierung des Kammerdrucks. Der Startgehalt des Wasserstoffs ergibt sich mit 3,9 ppm. Für diese Werte ergibt sich ein Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich von 76,30 %.

Dieses Modell kann sowohl genutzt werden, um *in situ* den Wasserstoffgehalt zu berechnen als auch um anhand von dokumentierten Prozessdaten im Post-Processing die Spülbehandlung zu beurteilen.

4.6.2.2 Wasserstoffmodell zur Prozessbeurteilung

Wie am Beispiel des Startgehaltes an Wasserstoff gezeigt wurde, eignet sich das Wasserstoffmodell nicht nur, um den Wasserstoffgehalt anhand der Prozessdaten vorherzusagen, es kann auch dazu genutzt werden, Prozessparameter zu analysieren und ihren Einfluss auf die Wasserstoffentfernung und somit den Prozess zu bewerten.

4.6.2.3 Bewertung des Kammerdrucks

Ein wesentlicher Einflussfaktor bei der Entfernung von Wasserstoff ist der Kammerdruck [124, 126, 129]. Um die Modellgrenzen für die Berechnung des Wasserstoffgehaltes zu verifizieren beziehungsweise den Einfluss des Kammerdruckes auf die Modellierung anschaulich darzustellen, wird der obere beziehungsweise untere Grenzdruck unterhalb beziehungsweise oberhalb dessen die Modellberechnung durchgeführt wird, variiert (Abbildung 4.51).

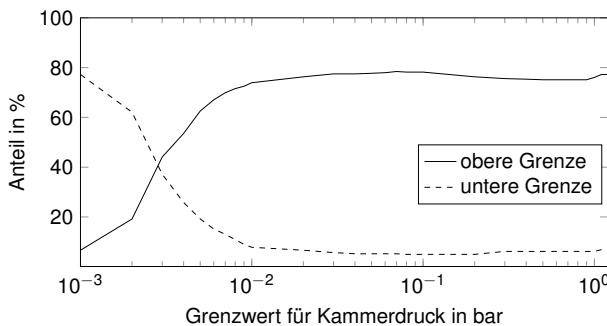


Abbildung 4.51: Oberer und unterer Grenzwert des Kammerdrucks für die Modellierung von Wassersstoffgehalten von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum von 50 bis 149 l/t

Wird der obere Grenzdruck der Berechnung verringert, unterhalb dessen die Modellberechnung durchgeführt wird, so ändert sich der Anteil der Schmelzen im Toleranzbereich nur unwesentlich bis ein Kammerdruck von etwa 100 mbar unterschritten wird. Wird das Wasserstoffmodell hingegen nur oberhalb eines unteren Grenzdruckes durchgeführt, so sinkt der Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich schon für einen Druck von 3 mbar unter 50 %. Die mittlere Spülgasmenge weist bei Variation des analysierten Bereichs des Kammerdruckes nahezu keine Abweichungen auf, dargestellt in Abbildung 4.52, so dass diese Beobachtung auf eine überproportionale Spülgasmenge bei geringen Kammerdrücken zurückgeführt werden kann.

Betrachtet man im Vergleich die Verteilung des minimalen beziehungsweise mittleren Kammerdruckes während der Vakuumbehandlung (Abbildung 4.53), so zeigt sich, dass etwa ein Anteil von 10 % der Vakuumspülprozesse einen minimalen Kammerdruck von 100 mbar nicht unterschreitet. Der Verlauf des Minimalwertes ähnelt dem Verlauf des durchschnittlichen Kammerdruckes. Darüber kann angenommen werden, dass der minimale Kammerdruck während der Vakuumbehandlung von Schmelzen nicht nur zeitlich eng begrenzt erreicht wird, sondern über den einen längeren Behandlungszeitraum gehalten wird¹³. Wird der Wassersstoffgehalt am Ende der

¹³Der Vakuumprozess beginnt und endet bei einem Normaldruck von etwa 1000 mbar. Ein Mittelwert von 100 mbar

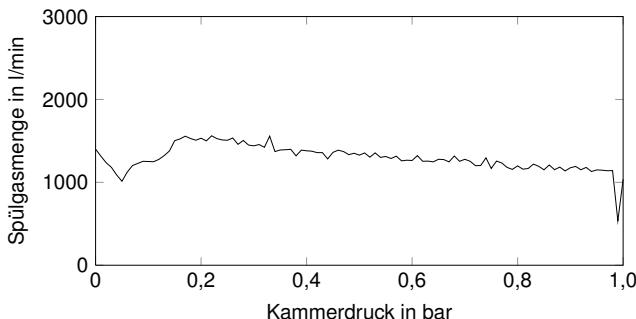


Abbildung 4.52: Histogramm der mittleren Spülgasmenge bezogen auf den Kammerdruck der betrachteten Schmelzen

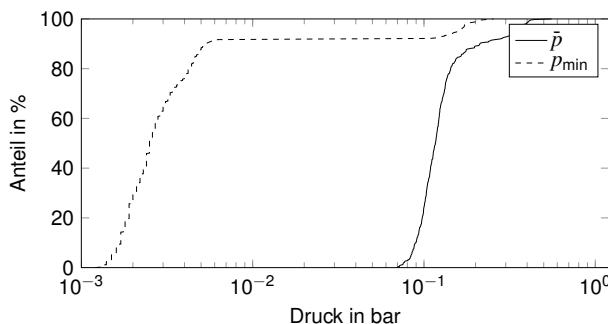


Abbildung 4.53: Verteilung des mittleren und geringsten Kammerdrucks während der Vakuumbehandlung von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum von 50 bis 149 l/t

Schmelzbehandlung betrachtet, so besteht für Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge zwischen 50 und 149 l/min ein deutlicher Zusammenhang zwischen dem niedrigsten erreichten Prozessdruck während der Spülbehandlung und dem Spülerfolg.

Da für die Auslegung der Modellberechnung in der Literatur vergleichsweise wenige Entgasungskurven für Kammerdrücke nahe dem Umgebungsdruck verfügbar sind und der Einfluss dieser Kammerdrücke auf die Entgasungsbehandlung als gering anzusehen ist, war zu prüfen, ob es für die Berechnung sinnvoll sein kann, nur Prozessabschnitte mit geringem Druck zu untersuchen. Hierfür wurde der obere Grenzdruck, unterhalb dessen die Spülzeiten berücksichtigt werden, variiert. In Abbildung 4.54 zeigt sich für hohe Kammerdrücke ein geringer Einfluss auf die Lage

wird mit einem Minimaldruck von etwa 1 mbar erreicht, wenn dieser je nach Evakuierungskurve etwa 50 bis 90 % der Behandlungszeit vorherrscht.

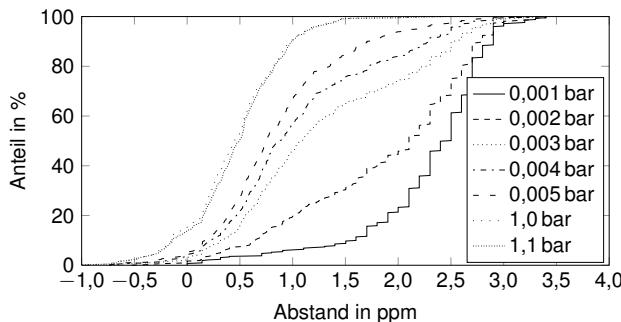


Abbildung 4.54: Kennwerte der Verteilungsfunktion der Differenz zwischen berechnetem und gemessenem Wasserstoffgehalt unter Variation des oberen Grenzwertes des Kammerdrucks von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t

und Form der Verteilungsfunktion. Für geringe Grenzdrücke steigt der mittlere Abstand jedoch rapide an. Dies zeigt sich ebenfalls, wenn die Kennwerte der Verteilungsfunktion \bar{d} und d_{10-90} betrachtet werden. Wird der obere Grenzdruck der Berechnung von 100 mbar auf 1,1 bar angehoben, so verschiebt sich der Mittelwert der Verteilung leicht zu geringeren Werten, auch ändert sich d_{10-90} nur unwesentlich (Abbildung 4.55). Ebenfalls ändert sich der Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich lediglich um 1 %. Das bedeutet, dass die Modellberechnung für den ge-

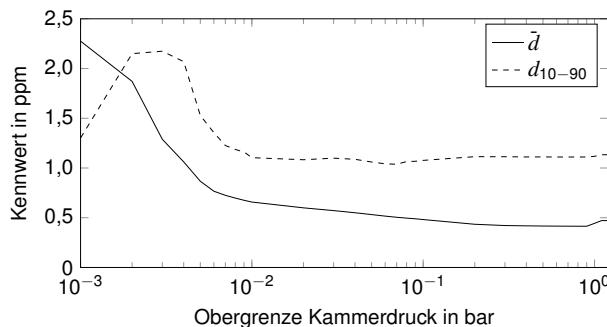


Abbildung 4.55: Verteilungsfunktion der Differenz zwischen berechnetem und gemessenem Wasserstoffgehalt unter Variation der oberen Grenze des Kammerdrucks von Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge unter Vakuum zwischen 50 und 149 l/t

samten Prozess aussagekräftig ist und während der gesamten Vakuumbehandlung durchgeführt

werden kann. Wird die Berechnung während der gesamten Schmelzbehandlung durchgeführt, so zeigt sich kein nennenswerter Unterschied. Dies liegt an der bei Normaldruck vergleichsweise geringen Entgasungsleistung für Wasserstoff.

4.6.2.4 Bewertung des Durchflusses

Bei der Bewertung der Einflussfaktoren des in dieser Arbeit angewandten Wasserstoffmodells wird neben dem Kammerdruck auch die spezifische Spülgasmenge als wesentliche Einflussgröße bewertet. Unter der Berücksichtigung, dass ein Optimum zwischen Verweildauer in der Schmelze und Aufnahmekapazität der Spülgasblase existiert, müsste ein Spülgasdurchfluss existieren, bei dem das Spülgas optimal genutzt wird. Eine Abhängigkeit der Entgasungsgeschwindigkeit von dem Spülgasdurchfluss wurde von *Bannenberg, Bergmann und Gye* berichtet [124].

Um zu prüfen, ob ein maximal wirksamer Spülgasdurchfluss existiert, wird der Durchfluss je Spüler und Berechnungsschritt auf einen Maximalwert begrenzt. In Abbildung 4.56 zeigt oberhalb von

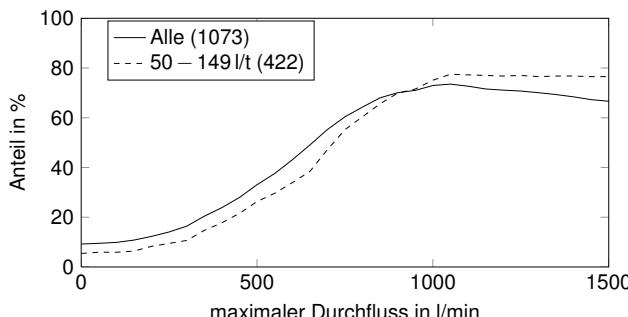


Abbildung 4.56: Begrenzung des maximalen Durchflusses je Spüler für die Modellberechnung bei Schmelzen für verschiedene Bereiche der spezifischen Gesamtspülgasmenge, mit Angabe der Anzahl der Schmelzen in Klammern

etwa 1000 l/min für die relevanten Schmelzen mit einer Spülgasmenge von 50 bis 149 l/t der Anteil der Schmelzen im Toleranzband keine Zunahme an. Werden alle Schmelzen berücksichtigt, so sinkt hier der Anteil wieder.

Wird die Verteilungsfunktion der gemessenen Durchflüsse analysiert, dargestellt in Abbildung 4.57, so liegen etwa 21 % der gemessenen Durchflüsse oberhalb von 1000 l/min. Somit liegt der in der Berechnung limitierte maximale Durchfluss deutlich unterhalb des im Prozess angewandten Durchflusses.

Mit der Annahme, dass die Blasen mit zunehmender Spülgasmenge größer werden beziehungsweise durch die höhere Strömungsgeschwindigkeit in der Schmelze schneller aufsteigen, steht

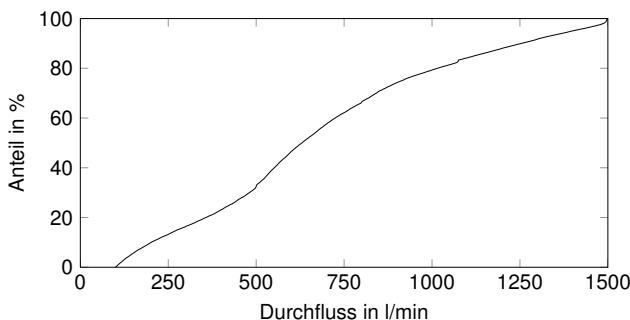


Abbildung 4.57: Verteilungsfunktion des Durchflusses ($> 100 \text{ l/min}$) der für das Wasserstoffmodell relevanten Prozessabschnitte

für die Wasserstoffentfernung weniger Phasengrenzfläche zur Verfügung. Wenn Durchflüsse größer dieses Grenzdurchflusses nicht im relevanten Bereich vorkommen würden, würde der Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich oberhalb dieses Grenzdurchflusses konstant bleiben. Da der Anteil abnimmt, ist davon auszugehen, dass die Spülleistung ab 1000 l/min nicht mehr mit zunehmendem Durchfluss ansteigt. Wird angenommen, dass eine Leckage oder Verstopfung an einem Spüler durch den zweiten kompensiert werden kann, wäre bei der Begrenzung der Summendurchflussmenge beider Spüler mit und ohne Begrenzung der Einzeldurchflussmenge ein Unterschied in den Verläufen der Anteile der Schmelzen im Toleranzband zu erwarten.

Werden die einzelnen Spülgaslinien für die Modellberechnung auf maximal 1000 l/min begrenzt, kann sich oberhalb von einem Summendurchfluss von 2000 l/min der Anteil der Schmelzen im Toleranzband nicht ändern. Wird dieser Anteil mit nicht einzeln begrenzten Spülgaslinien verglichen, so nimmt ab einem Summendurchfluss von 1500 l/min der Anteil der Schmelzen ab. Dies ist in Abbildung 4.58 dargestellt.

Unter der Annahme, dass eine Kompensation der Spülwirkung zwischen den Spülsträngen möglich ist und die maximale Spülwirkung bei 1000 l/min liegt, könnte ein Spüler maximal mit 500 l/min eine Verstopfung oder Leckage kompensieren. Dies würde sich in einem größeren Anteil der Schmelzen bei einem maximalen Summendurchfluss von 2000 l/min darstellen.

Wenn eine Kompensation jedoch nicht möglich ist, wäre für einen maximalen Gesamtdurchfluss von 1000 l/min eine Abweichung zur einzeln begrenzten Kurve zu erwarten. Da jedoch immer beide Spülstränge betrieben werden, erhöht sich dieser Wert auf 1500 l/min¹⁴. Da jedoch ohne Begrenzung der Anteil der Schmelzen im Toleranzband geringer ausfällt, ist anzunehmen, dass ab einem Spülgasdurchfluss je Spüler von 1000 l/min die Entgasungsleistung nicht mehr propor-

¹⁴ Jeweils 1000 l/min maximal spülwirksam je Spüler reduziert um maximal 500 l/min der kompensierenden Spülgaslinie.

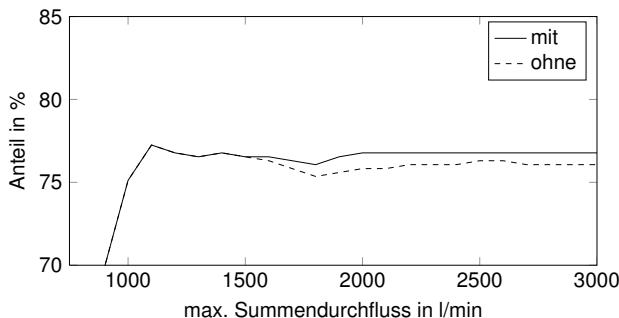


Abbildung 4.58: Begrenzung des maximalen Summendurchflusses je Spüler für die Modellberechnung für Schmelzen mit einer spezifischen Gesamtspülgasmenge von 50 – 149 l/t, mit und ohne eine Begrenzung der maximalen für die Modellberechnung genutzten Einzelpülgasmenge je Spüler von 1000 l/min.

tional zum Durchfluss ansteigt. Hierbei ist zu beachten, dass die sich ausbildende Blasensäule und Strömung in der Pfanne von dem Typ der eingesetzten Spülsteine abhängig sind. Somit zeigt sich hiermit eine Möglichkeit, unterschiedliche Bauformen im realen Einsatz hinsichtlich ihrer Wirkung zu vergleichen und einen für die Kombination aus Pfanne und Spülstein optimalen Arbeitsbereich zu bestimmen und den Entgasungsprozess effizienter zu betreiben.

Werden Durchflüsse unterhalb eines Grenzwertes in der Modellierung des Wasserstoffmodells nicht berücksichtigt, so führt hier jegliche Begrenzung zu einer Verringerung der Schmelzen innerhalb des Toleranzbandes. Dies wird besonders deutlich, wenn geringe Durchflüsse bei sehr niedrigen Kammerdrücken vernachlässigt werden.

4.6.2.5 Bewertung des Leckagemodells

Neben einem maximalen beziehungsweise minimalen berücksichtigten Durchfluss kann der spülwirksame Durchfluss auch durch eine Leckage reduziert werden. Bei den bisher betrachteten Schmelzen mit einer spezifischen Spülgasmenge von 50 bis 149 l/t handelt es sich überwiegend um Schmelzen mit einer geringen oder keiner messbaren Leckage. Eine Variierung der Parameter des Leckagemodells durch die Wasserstoffmodellierung ist nur bedingt aussagekräftig, da in dem Bereich der größten Änderung des Wasserstoffgehaltes eine relativ geringe Anzahl von Schmelzen vorhanden ist, bei denen eine signifikante Leckage aufgetreten ist. Wird eine Leckage bei einer Schmelzbehandlung erkannt, so wird diese meist durch eine Sicherheitszugabe überkompensiert. Diese Schmelzen befinden sich somit überwiegend im Bereich der Sättigung der Wasserstoffverlaufskurve. In Abbildung 4.59 wird die Leckagemenge nach dem Leckagemodell¹⁵

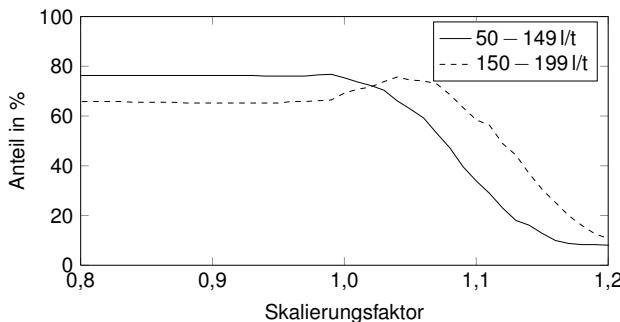


Abbildung 4.59: Skalierung des Leckageindizes für die Wasserstoffmodellberechnung für Schmelzen der Klassen mit einer spezifischen Gesamtspülgasmenge von 50 – 149 l/t und 150 – 199 l/t

durch einen Vorfaktor skaliert. Für die Schmelzen der Klasse 50 – 149 l/t ist kein signifikanter Anstieg des Anteils der Schmelzen im tolerierten Bereich bis zum Faktor 1,0 erkennbar. Das bedeutet, für diese Klassen ist die Leckagemenge vernachlässigbar. Oberhalb eines Faktors von eins wird die Leckagemenge überbewertet. Dies führt zu einer übermäßigen Reduzierung der wirksamen Spülgasmenge und führt somit zu einer Fehlbewertung, so dass der Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich deutlich abfällt. Werden Schmelzen der Klasse 150 – 199 l/t betrachtet, so führt die Berücksichtigung des Leckagemodells zu einer Verbesserung der Vorhersage um mehr als 10%. Werden alle betrachteten Schmelzen berücksichtigt, so befindet sich das Maximum bei einem Faktor von 1,03 und bestätigt die Auslegung des Leckagemodells anhand des Abstandes zur Kennlinie.

Wird die Spülgasmenge anhand der Spülerkennlinie aus den Druckmesswerten bestimmt, so führt die Berücksichtigung der Leckagemenge ebenfalls zu einer Verbesserung der Wasserstoffmodellierung, dargestellt in Abbildung 4.60, jedoch zeigt die Verwendung der berechneten Spülgasmenge im Vergleich zur realen Verbrauchsmenge schlechtere Ergebnisse. Dies kann durch unterschiedliche Kennlinien der verwendeten Spülsteine verursacht werden.

Erfolgt die Bewertung anhand des Erreichens eines definierten Wasserstoffgehaltes, zum Beispiel ein Gehalt von 2 ppm, so werden durch die Bewertung anhand der um die Leckage reduzierten Verbrauchsmenge an Spülgas 15,2 % der Schmelzen trotz erreichtem Zielgehalt durch das Modell als nicht erreicht gewertet. Von diesen Schmelzen wurden 15 % mit weniger als 50 l/t unter Vakuum behandelt. Bei diesen Schmelzbehandlungen ist davon auszugehen, dass der tatsächliche Wasserstoffgehalt bei Behandlungsbeginn deutlich den angenommenen von 3,9 ppm unterschreitet. Bei den restlichen der als schlecht bewerteten Schmelzbehandlungen liegt der

¹⁵ Siehe Gleichung 4.7, Seite 89.

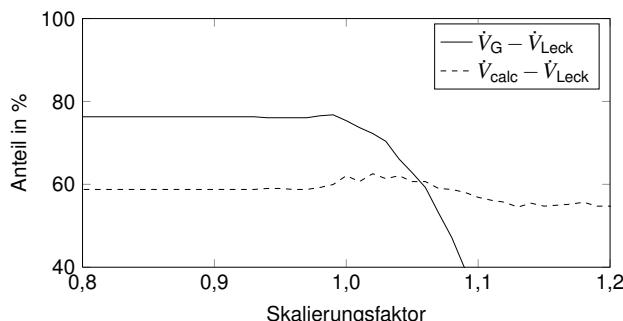


Abbildung 4.60: Skalierung des Leckageindizes für die Wasserstoffmodellberechnung für Schmelzen der Klassen mit einer spezifischen Gesamtspülgasmenge von 50 – 149 l/t des verbrauchten Spülgasmengen \dot{V}_G und der anhand der Druckkennlinie berechneten Spülgasmenge \dot{V}_{calc} , jeweils reduziert um die Leckagemenge \dot{V}_{Leck}

modellierte im Mittel rund 0,6 ppm höher als der gemessene Wasserstoffgehalt.

Werden die Schmelzbehandlungen betrachtet, bei denen das Modell das Erreichen eines Gehaltes von 2 ppm ermittelt hat, dieses jedoch anhand der Messung nicht bestätigt wurde, so betrifft das 5,6 % der betrachteten Schmelzbehandlungen mit einer mittleren Abweichung von 0,7 ppm, bei spezifischen Spülgasmengen kleiner 150 l/t von 0,3 ppm (25 % der fälschlich als gut bewerteten Schmelzbehandlungen). Wird beim Vakuumspülprozess mit einer spezifischen Spülgasmenge von über 150 l/t gespült ist dies auf ein schlechtes Spülverhalten zurückzuführen beziehungsweise auf mehrmaliges Nachlegieren, da dies das Einstellen der chemischen Zusammensetzung nötig gemacht hat. Hier ist davon auszugehen, dass Wasserstoff über die Zuschlagstoffe zugegeben wurde.

4.6.2.6 Bewertung des Spülerdichtmodells

Anhand der Versuche am Laborspülstand wird gezeigt, dass mittels der Spülerdichtkenngröße der Einfluss der Düsengeometrie auf die Kennlinie kompensiert werden konnte.

Nach der Übertragung der Kenngröße auf den Spülstand im Stahlwerk (Abbildung 4.32 auf Seite 93) muss die Skalierung der Kenngröße auf den Wertebereich [0, 1] nach Gleichung 4.8 auf seine Aussagekraft hin überprüft werden. Abbildung 4.61 zeigt den Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich in Abhängigkeit der Untergrenze des Wertebereiches für die Transformation der Spülerdichtkenngröße auf den Bereich [0, 1] dargestellt. Durch die sich ergebende Aufweitung

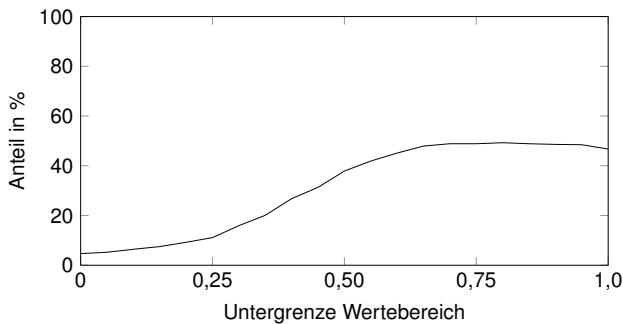


Abbildung 4.61: Aufweitung des Wertebereiches der Spülerdichtkenngröße für die Wasserstoffmodellberechnung für alle betrachteten Schmelzen anhand der aus dem Druckmodell berechneten Spülgasmenge (nach Gleichung 4.9)

des Wertebereiches von $[0,5, 1]$ auf $[0, 1]$ ändert sich Gleichung 4.8 zu

$$I_{\text{Dicht}} = \frac{\left(\frac{\sigma(p)}{P_{\text{RMS}}} \right) - 7,5}{7,5}. \quad (4.23)$$

Die Variation der oberen Begrenzung des Wertebereiches ergibt keine Verbesserung der Modellberechnung. Wird das Druckmodell (Gleichung 4.9) um den Skalierungsfaktor b zu

$$\dot{V}_{\text{calc}} = (p_{\text{Düse}} + p_{\text{Of}} - p_{\text{ferro}}) \cdot (1 + b \cdot (1 - I_{\text{Dicht}})) \cdot 100 \frac{\text{l}}{\text{bar}} - \dot{V}_{\text{Leck}} \quad (4.24)$$

erweitert, kann der Spülerdichtkennwert skaliert und dessen Einfluss auf die Wasserstoffmodellierung bewertet werden.

Dies ist in Abbildung 4.62 dargestellt und zeigt eine Verbesserung des Anteils der Schmelzen im tolerierten Bereich unter Verwendung der Spülerdichtkenngröße mit einem Skalierungsfaktor b von 1,0.

Wird das Druckmodell über alle Schmelzenklassen betrachtet, dargestellt in Tabelle 4.4, so zeigt die Berücksichtigung des Spülerdichtmodells tendenziell eine Verbesserung der Modellberechnung. Lediglich für Behandlungen mit einer sehr großen spezifischen Spülgasmenge ist eine Verschlechterung des Modells beobachtbar. Da die Spülleitungen am realen Spülstand deutlich komplexer als am Laborexperiment gestaltet sind, setzt sich die Spülerkennlinie aus mehreren Einzelkennlinien der vorhandenen Bauteile zusammen. Eine weitere Verbesserung des Druckmo-

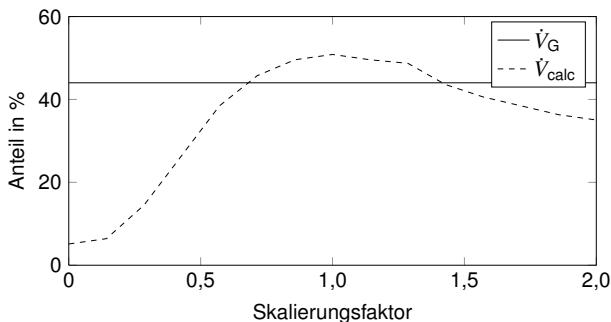


Abbildung 4.62: Skalierung des Spülerdichtkennwertes für die Wasserstoffmodellberechnung für Schmelzen mit einer spezifischen Gesamtspülgasmenge von $>200\text{ l/t}$, im Vergleich die um die Leckage reduzierte Verbrauchsmenge \dot{V}_G und der anhand der Druckkennlinie berechneten Spülgasmenge \dot{V}_{calc}

Tabelle 4.4: Vergleich der Spülerdichtbewertung bei der Wasserstoffmodellierung

	mit I_{Dicht}	ohne I_{Dicht}
alle	61,42 %	60,95 %
0 l/min	53,49 %	53,49 %
1 – 49 l/min	50,00 %	33,33 %
50 – 99 l/min	60,91 %	60,00 %
100 – 149 l/min	66,03 %	65,38 %
150 – 199 l/min	65,85 %	64,62 %
$> 200\text{ l/min}$	52,99 %	53,85 %

dells ist zu erwarten, wenn für die verwendeten Bauteile wie MFC, Filter, Kupplung, Spülleitungen sowie der verwendeten Spülsteine die Kennlinien geeignet bestimmt und im Modell berücksichtigt werden. Insbesondere bei Baugruppen, die von verschiedenen Herstellern parallel eingesetzt werden, könnte eine Berücksichtigung der spezifischen Kennlinie zu einer Verbesserung führen. Um eine Fehlbewertung bei der Bewertung des Verstopfungsgrades anhand der Spülerdichtkenngröße zu vermeiden, darf diese ausschließlich zu Prozessschritten erhoben werden, bei denen ein Spülgasdurchfluss zu erwarten ist. Dies kann bei einem Leitungsdruck größer dem ferrostatischen Druck angenommen werden.

4.6.2.7 Bewertung des ferrostatischen Drucks

Wird im Druckmodell (Gleichung 4.24) der Wert des ferrostatischen Druckes variiert, so ist zu erwarten, dass in den untersuchten Klassen der Wert, bei dem der höchste Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich ermittelt wird, nahe dem theoretischen Wert von etwa 2,15 bar liegt.

Tabelle 4.5: Ferrostaticcher Druck der untersuchten Klassen bei maximaler Übereinstimmung

Klasse	p_{ferro} in bar
Alle	2,55
0 l/t	2,75
1 – 49 l/t	1,93
50 – 99 l/t	0,85
100 – 149 l/t	2,30
150 – 199 l/t	2,10
≥ 200 l/t	2,75

In Tabelle 4.5 sind die Drücke für den maximalen Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich dargestellt. Insbesondere der sich ergebende Wert der Klasse mit einer spezifischen Spülgasmenge von 50 – 99 l/t von 0,84 bar lässt vermuten, dass die sich ausbildende Spülströmung einen Einfluss ausübt und dieser in Abhängigkeit der Strömung angepasst werden muss.

Dazu wird in der Berechnung des Druckmodells zwischen einer Pfanne mit ausgeprägter sowie ohne ausgeprägte Spülströmung unterschieden. Wenn in den letzten fünf Minuten der Behandlung mit mindestens 200 l/min gespült wird, kann angenommen werden, dass sich eine Spülströmung ausgebildet hat. Hierbei wird der ferrostatiche Druck durch einen dynamischen Wert ersetzt. Unter der Annahme, dass die Schmelze in den letzten fünf Minuten einen mittleren Spülgasdurchfluss von 200 l/min nicht überschreitet, sollte die Strömung in der Pfanne so gering sein, dass der physikalisch zu berechnende ferrostatiche Druck wirksam ist.

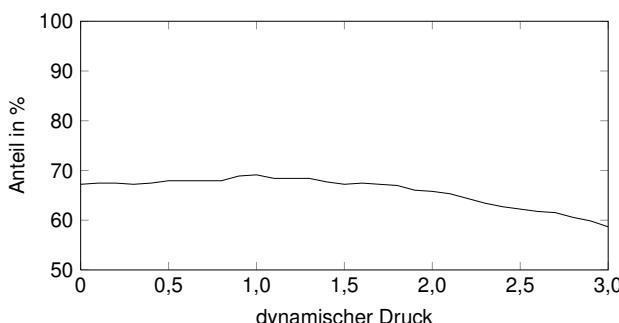


Abbildung 4.63: Variation des dynamischen Drucks nach 5 Minuten Spülen mit einem Spülgasdurchfluss von mindestens 200 l/min

In Abbildung 4.63 ist das Resultat der Variation des dynamischen Drucks von 0 bis 3 bar dargestellt. Der höchste Anteil der Schmelzen im tolerierten Bereich wird für einen dynamischen Druck von etwa 1 bar erreicht.

Das Sinken des Einflusses des ferrostaticischen Drucks ist auf die verringerte Dichte der Stahlschmelze in der Blasensäule und auf eine durch die Strömung begünstigende Ablösung der Spülgasblasen zurückzuführen [46]. Betrachtet man den Aufstieg einer Gasblase, so kann in der Wirbelschleppen im Blasennachlauf eine weitere Blase schneller aufsteigen als die Ausgangsblase [95]. Die durch die Strömung in der Stahlschmelze begünstigte Ablösung der Spülgasblasen verschiebt die Größenverteilung der Spülgasblasen zu kleineren Werten und führt zu einem Anstieg der Strömungsgeschwindigkeit am Spülstein. Daher kann eine Schmelze mit Strömung bei einem Spüldruck unterhalb des ferrostaticischen Drucks einen Durchfluss aufweisen. Bei einer nicht strömenden Schmelze kann sich unterhalb des ferrostaticischen Drucks jedoch kein Durchfluss ausbilden.

Sinkt der Druck, der auf die Blase wirkt, so verringert sich auch der Wasserstoffpartialdruck in der Gasblase. Durch den geringeren ferrostaticchen Druck wird der Auftrieb bei gleichem Blasendurchmesser vermindert. Dies begünstigt die Wasserstoffentfernung auch in größeren Tiefen der Schmelze. Das bedeutet auch, dass die Expansion der Spülgasblase geringer ausfällt, als über die Betrachtung des statischen Wertes des ferrostaticchen Drucks angenommen wird [125].

Allgemein werden für die Simulation lokale Phänomene wie beispielsweise die dynamische Änderung der Blasenform oder Wirbelschleppen meist vernachlässigt. Diese haben aber auf die Hydrodynamik und den Stofftransport in Mehrphasenströmungen einen wesentlichen Einfluss, insbesondere wenn grenzflächenaktive Stoffe oder Grenzflächenreaktionen vorhanden sind. So können die simulierten Werte von Stoffübergangskoeffizienten für reine Diffusion eine Größenordnung oberhalb der experimentellen Werte liegen [95, 96, 134]. Dies hat zur Folge, dass die statische Betrachtung der Entgasung [124–126, 129] neu bewertet werden muss, da der Schwerdruck der Stahlbadsäule oberhalb des Spülsteins überwiegend bei hohen Spülgasdurchflüssen durch das Spülgas verringert wird. Ebenfalls beeinflussen die Strömungsbedingungen die Blasenablösung am Spalt, so dass die Größenverteilung der abgelösten Spülgasblasen nicht nur vom Spülgasdurchfluss und der Geometrie des Spalts bestimmt wird. Lokale Strömungen stellen somit eine wesentliche Einflussgröße für die Blasengröße und somit die Phasengrenzfläche in der Schmelze während der Spülbehandlung dar. Diese Erkenntnisse können sowohl für die Simulation der sich ausbildenden Strömung genutzt werden als auch in die Gestaltung von Spülsteinen einfließen.

So ist es denkbar, mit dem Messprinzip des Prandtlschen Staurohres beziehungsweise Pitotrohr, die Strömung über den ferrostaticchen Druck direkt am Spülstein zu messen.

4.6.2.8 Bewertung des Körperschallmodells

Das erstellte Körperschallmodell eignet sich aufgrund dessen Berechnungsvorschrift nicht, um anhand der Wasserstoffmodellierung parametrisiert zu werden. Für die Hintergrundbildung und

das Aussetzen der Modellberechnung während starker Schwankungen des Körperschallmesswertes ist es notwendig, die Modellberechnung im Takt von 1 s aus den Rohdaten (1 ms Takt) zu berechnen. Dies macht eine automatisierte Parametrisierung aufwändig, da für jeden Variationsschritt der gesamte Datensatz separat berechnet werden muss. Erst im Anschluss könnte die Bewertung anhand der Wasserstoffmodellierung mit den durch das Stahlwerk erfassten Messdaten im 5 s Takt berechnet werden. Aufgrund des Hintergrundabzugs bei der Körperschallmodellierung ist es nicht mehr ausreichend die reine Behandlungszeit auszuwerten. Bei einer geeigneten Auflösung der varierten Parameter führt die zusätzlich zur Wasserstoffmodellierung benötigte Berechnungszeit zu einer deutlichen Vervielfachung der Auswertezeit.

4.6.2.9 Wasserstoffmodell zur Echtzeitanalyse

Die Wasserstoffmodellierung ist, wie gezeigt, ein geeignetes Mittel, um die Spülbehandlung zu bewerten. Mit der Modellierung ist es möglich, den Endgehalt an Wasserstoff einer Schmelze vorherzusagen. Somit kann das Modell genutzt werden, um anhand der Messdaten zu beurteilen, wann der gewünschte Behandlungserfolg erreicht wurde. Ebenfalls ist es möglich, anhand der aktuellen Prozessdaten zu extrapoliieren, wann der Behandlungserfolg erreicht werden könnte. Insbesondere bei großen Leckageraten kann die Spülleistung so stark absinken, dass beim Erreichen des Zielgehaltes aufgrund der Behandlungsdauer die Schmelze zu sehr abgekühlt und nicht mehr gießfähig ist. Da ein Umstellen der Berechnungsvorschrift auf die Prozesszeit nicht möglich ist, werden hierfür die Mittelwerte der Einflussgrößen der letzten Minute als Vorhersageparameter genutzt, mit denen die voraussichtliche Behandlungszeit berechnet wird.

Es ist auch denkbar, mittels der Wasserstoffmodellierung einzelne Bewertungsgrößen gewichtet zusammenzufassen und damit eine weitere Möglichkeit zur Bewertung des Spülverhaltens zu ermitteln. Dazu wird vergleichend der mit der Verbrauchsmenge und der um die Leckage und dem um den nicht spülwirksamen Anteil reduzierten Verbrauchsmenge V_{spez} der entfernbare Anteil an Wasserstoff bestimmt.

Für die Bestimmung des Wirkungsgrades η_H kann der Start- und Gleichgewichtsgehalt der Wasserstoffmodellierung (Gleichung 4.21) vernachlässigt werden. Es ergibt sich somit der Wirkungsgrad je Auswertetakt

$$\eta_H = \frac{e^{-\frac{V_{\text{spez}}}{V_0}}}{e^{-\frac{V_G}{V_0}}}. \quad (4.25)$$

Der Mittelwert kann je Prozessabschnitt bestimmt und zur Bewertung genutzt werden.

4.6.3 Vergleichende Spülerbewertung

Für die vergleichende Beurteilung von Schmelzen werden die Bewertungen der Spülwirkung des Behandlers, die automatische Bewertung anhand der Prozessdaten und die hier vorgestellten Bewertungsmodelle vergleichend für 2717 Schmelzen durchgeführt. Wie einleitend in Tabelle 2.1 dargestellt, wird das Spülverhalten von 86 % der Schmelzen durch den Behandler, beziehungsweise 91 % durch die automatische Bewertung als „gut“ oder „mittel“ bewertet. Bei diesen Schmelzbehandlungen konnte das Behandlungsziel in der dafür vorgesehenen Zeit erreicht werden. Bei Schmelzbehandlungen, welche als „schlecht“ bewertet wurden, war eine längere Behandlungsdauer notwendig oder die Schmelze musste aufgrund des nicht erreichten Behandlungserfolges verworfen werden.

Der Schmelzer bewertet die Spülwirkung subjektiv anhand der Kameraaufnahme der Spülbadoberfläche und dem Behandlungserfolg (Entfernung von Schadgasen, Einspülen von Legierungs-elementen). Diese Bewertung ist abhängig von der Erfahrung des Mitarbeiters. Die automatisch durchgeführte Bewertung erfolgt obektiv primär anhand des Leckagetests unter Berücksichtigung von Druck- und Durchflussmesswerten während des Spülprozesses sowie während der Spülunterbrechungen.

Werden die Schmelzen untersucht, bei denen der Schmelzer das Spülverhalten schlechter als die automatische Auswertung einschätzt, so weisen diese sämtlich eine nichtlineare Leckage auf. Da im Spülerbewertungsmodell die Leckagekennlinie als linear angenommen wird, erfolgt im diesem Fall eine Fehlbewertung der Leckagemenge.

Bei Schmelzbehandlungen, bei denen der Behandler das Spülverhalten besser als die automatische Bewertung einschätzt, treten meist Leckagen oder Verstopfungen am Spüler auf, die aber den Behandlungserfolg in der vorgesehenen Behandlungszeit nicht gefährdet haben.

Wird zusätzlich die Bewertung der einzelnen Spülstränge¹⁶ analysiert, so ergeben sich Übereinstimmungen für die Einschätzung „Leck“ und „Dicht“ mit dem Leckageindex beziehungsweise Spülerdichtindex. Bei neun von zehn Schmelzen, an denen eine Freispül-tendenz ermittelt wurde, tritt eine Verstopfung mit einer gleichzeitig während des Prozesses entstehenden Leckage auf. Die restlichen Behandlungen zeigen eine Verstopfung und eine Leckage mit nicht linearer Kennlinie auf.

In Abbildung 4.64 sind die Bewertungen der Schmelzer und die automatische Bewertung mit den Mittelwert des Wirkungsgrades je Schmelze dargestellt. Hierbei zeigen alle betrachteten Modelle eine Korrelation mit der Beurteilung durch den Behandler, wohingegen die automatische Bewertung zu teils gegenläufigen Ergebnissen führt. Werden die maximalen beziehungsweise minimalen Mittelwerte des Wirkungsgrades aus dem Wasserstoffentgasungsmodell je Schmelzbehandlung in Tabelle 4.6 bewertet, so zeigen diese, dass diese Kenngröße keinen Wirkungsgrad

¹⁶Siehe Tabelle 2.2 auf Seite 10.

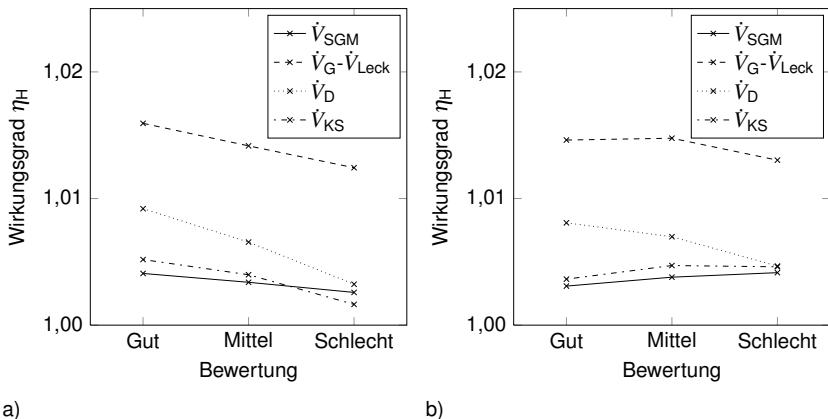


Abbildung 4.64: Vergleich zwischen a) Bewertung vom Schmelzer und b) automatischer Bewertung mit dem mittleren Wirkungsgrad aus dem Wasserstoffentgasungsmodell mit verschiedenen bestimmten wirksamen Spülgasmengen

Tabelle 4.6: Grenzwerte des mittleren Wirkungsgrades aus dem Wasserstoffentgasungsmodell je Schmelzbehandlung der betrachteten Bewertungsmodelle

	\dot{V}_{SGM}	$\dot{V}_G - \dot{V}_{Leck}$	\dot{V}_D	\dot{V}_{KS}
η_{Hmax}	1,112	1,189	1,178	1,178
$\bar{\eta}_H$	1,004	1,015	1,007	1,004
η_{Hmin}	0,968	1,000	0,961	0,933

im eigentlichen Sinn darstellt und je nach angewandtem Bewertungsmodell unterschiedlich ausfällt.

Wird am Beispiel der um die Leckage reduzierten Verbrauchsmenge der Berechnung von η_H zu Grunde gelegt, so ergibt sich aus Gleichung 4.25

$$\eta_H = \frac{e^{-\frac{V_G - V_{Leck}}{V_0}}}{e^{-\frac{V_G}{V_0}}} = e^{-\frac{V_{Leck}}{V_0}}. \quad (4.26)$$

Somit ist die Kennzahl η_H in diesem Fall ein Maß für den durch die Leckage entfernbaren Anteil an Wasserstoff je Auswerteschritt (5 s).

An dieser Stelle könnte eine Bewertung der einzelnen Prozessschritte je Schmelzbehandlung erfolgen. Inwieweit diese Werte für die Optimierung der Fahrweise genutzt werden können, muss im realen Einsatz validiert werden.

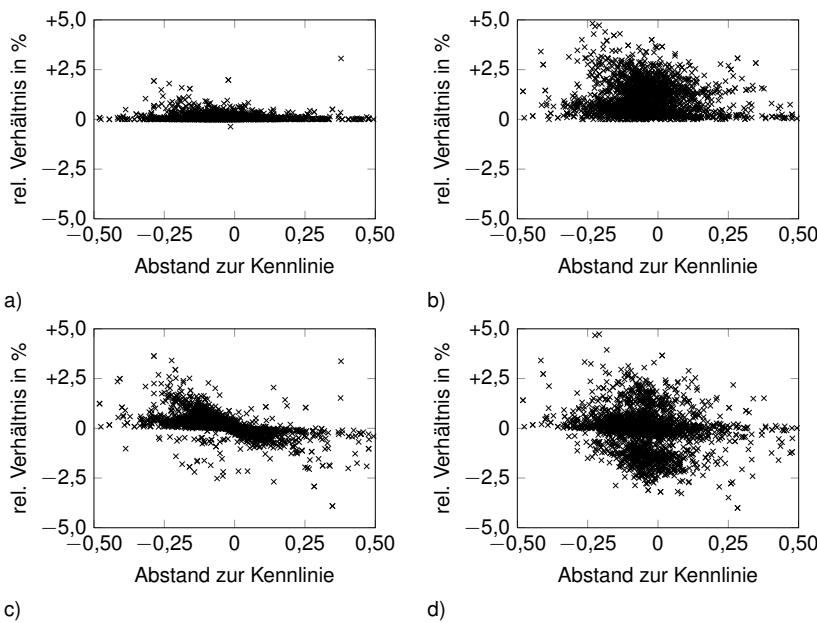


Abbildung 4.65: Darstellung der Abweichung der Bewertung anhand des Wasserstoffmodells zur Verbrauchsmenge für a) Bewertungsmodell HKM, b) um Leckage reduzierte Verbrauchsmenge, c) Druckmodell und d) Körperschallmodell für 2717 Schmelzbehandlungen

In Abbildung 4.65 ist die Abweichung des mittleren Wirkungsgrades für die betrachteten Bewertungsmodelle bezogen auf die Verbrauchsmenge des Spülgases in Abhängigkeit des Abstandes zur Durchfluss–Druck–Kennlinie dargestellt. Diese Darstellung dient lediglich zur Visualisierung der Abweichung. Bei dem im Stahlwerk aktuell verwendeten Bewertungssystem (Abbildung 4.65 a)) ist die Abweichung der Spülgasmenge besonders für negative Abstände ausgeprägt, da hierbei nur Leckagen berücksichtigt werden, welche unterhalb des ferrostatischen Druckes auftreten. Wird die Verbrauchsmenge um die aus dem Leckageindex berechnete Leckagemenge reduziert (Abbildung 4.65 b)), so zeigen sich zusätzlich Abweichungen für positive Abstände. Ebenfalls sind diese Abweichungen deutlich stärker ausgeprägt, da die Leckagemenge nicht aus dem durchgeführten Leckagetest extrapoliert wird und bei gleichzeitig auftretender Verstopfung am Spüler gemessen werden kann. Bei beiden Modellen treten keine signifikanten negativen Verhältnisse auf. Dies bedeutet, der aus der Verbrauchsmenge bestimmte entfernbarer Wasserstoffgehalt ist in jedem Fall höher als der des jeweils betrachteten Bewertungsmodells.

Wird die spezifische Spülgasmenge durch das Druckmodell unter Berücksichtigung der maxi-

mal spülwirksamen Spülgasmenge ermittelt (Abbildung 4.65 c)), so zeigen sich zusätzlich Abweichungen im Bereich negativer Verhältnisse auf. Aufgrund der Wichtung des Wirkungsgrades ist diese Abweichung auf das Spülverhalten während des Vakuumspülens zurückzuführen. Als die wesentlichsten Einflussgrößen können hier das Störmungsverhalten in der Pfanne durch die Bewertung des ferrostatichen Druckes sowie der maximal spülwirksamen Spülgasmenge betrachtet werden.

Da beim Körperschallmodell (Abbildung 4.65 d)) die Bewertung des Spülprozesses anhand der Blasengrößenverteilung und deren Anzahl erfolgt, ist hier kein signifikanter Zusammenhang der Abweichung zum Abstand zur Kennlinie erkennbar. Auffällig ist der Häufungsbereich bei negativen Verhältnissen. Dies könnte auf unterschiedliche Bauarten der Spülsteine hindeuten, sollte aber weiterer Versuche untersucht werden.

Werden die mittleren Abweichungen (quadratischer Mittelwert der relativen Verhältnisse der Schmelzen) bestimmt, so korrelieren diese mit der Vorhersagegenauigkeit der Wasserstoffberechnung der jeweiligen Modelle.

4.6.4 Bewertung einzelner Prozessabschnitte

Die Prozessschritte Spülen und Spülen unter Vakuum wurden für die Auslegung der Modelle hinreichend analysiert und diskutiert. Diese können ebenfalls genutzt werden, um die ganze Prozesskette zu bewerten.

4.6.4.1 Vorlauf sowie Einsetzen der Pfanne

Das Einsetzen sowie das Ankuppeln der Spülpfanne kann mittels der Körperschallsignale verfolgt, jedoch kann das korrekte und dichte Ankuppeln der Pfanne nicht zuverlässig detektiert werden. Da bei offenem Spülgefäß die Einkopplung von Störsignalen deutlich größer als bei geschlossenem Gefäß ist, werden Signale, welche beim Schließen der Kupplung entstehen durch die äußeren Störungen stark überlagert, so dass je nach Geräuschkulisse in der Produktionshalle diese Signale nicht prozesssicher messbar sind. Werden die Drucksensoren verwendet, so ist festzustellen, dass auch diese durch benachbarte Einrichtungen gestört werden. Anregungen im Frequenzbereich der Leckagesignale, zum Beispiel durch den Einsatz von Gasbrennern welche zum Beheizen leerer Pfannen am benachbarten Pfannenstandplatz genutzt werden, wurden hierbei jedoch nicht beobachtet.

4.6.4.2 Anspülen

Beim Anspülen einer neuen Schmelze ist ein Anstieg im Körperschallsignal durchschnittlich zirka 10 bis 20 Sekunden nach dem Anstieg der Druckwerte erkennbar. Bei verstopten Spülern oder nicht ausreichend dichter Kupplung kann dieser Zeitversatz zwischen Druck und Körperschall auch deutlich länger sein. Dies ist auf den Ort der Signalentstehung zurückzuführen. Die Information der Drucksensoren entsteht in den Druckleitungen vor der Kupplung, während die Information des Körperschallsignales in der Pfanne beziehungsweise an der Oberfläche der Schmelze entsteht. Somit kann über diese Zeitdifferenz eine Aussage zum Spülverhalten getroffen werden. Belastbar wird diese Bewertung aber nur, wenn Störungen wie Undichtigkeiten an der Kupplung ausgeschlossen werden können.

Die Auftragung des Leckageindexes über die Druckdifferenz ist geeignet, eine nicht lineare Leckage zu erkennen. Um die Aussagekraft zu erhöhen empfiehlt es sich, den Anspülprozess durch einen definierten Druckanstieg von 0 bis 15 bar über einen Zeitraum von etwa 3 Minuten zu ersetzen. Über die Bewertung der Standardabweichung des Leckageindex über eine Druckdifferenz größer 0,015 bar beziehungsweise dem Überschreiten des Grenzwertes von 1,1 kann eine Empfehlung zum Austausch des betreffenden O-Rings gegeben werden.

Sowohl die Spülerdichtkennzahl als auch der Leckageindex weichen für den Anspülvorgang von den Werten der folgenden Spülprozesse ab, so dass vom Anspülprozess keine sicheren Aussagen über die gesamte Schmelzenbehandlung getroffen werden kann.

4.6.4.3 Leckagetest

Die beim Leckagetest ermittelten Mittelwerte für den Leckageindex und die Spülerdichtkennzahl weisen eine geringe Korrelation zu den Mittelwerten für den Spülprozess auf. Insbesondere bei nicht linearen Kennlinien erfolgt durch den Leckagetest eine Fehlbewertung der Leckage.

Da die Leckage anhand des Leckageindex kontinuierlich bestimmt werden kann, ist die Bewertung anhand des Leckagetests überflüssig. Da an den Spülleitungen während der Prüfung Drücke kleiner dem ferrostatischen Druck anliegen, begünstigt dieser Test die Infiltration der Stahlschmelze in den Spülstein, so dass dies zu Verstopfungen und erhöhtem Verschleiß führen kann.

Ebenfalls führt der definierte schmelzenunabhängige Bewertungsdruck von 2,5 bar zu einer Fehlbewertung der Leckagemenge. Wird der ferrostatische Druck aus der Masse der Schmelze, und daraus resultierend dem Füllstand der Pfanne, berechnet, so ergeben sich Abweichungen von 7,5 % bis zu 26,3 % bei der Bestimmung der Leckagemenge.

Aus diesen Gründen ist der Leckagetest in der vorliegenden Verfahrensweise nicht zielführend.

4.6.4.4 Reinheitsgradspülen

Für das Reinheitsgradspülen ist ein laminarer Blasenaufstieg nötig [18]. Aus Beobachtungen am Laborspülstand ergibt sich für den Realspülstand ein Durchfluss von etwa 25 l/min pro Spüler. Für die Berechnung des optimalen Solldurchflusses wird die Größe sowie die Geschwindigkeit der Blase beim Ablösen vom Spalt benötigt. Wie in den Untersuchungen des Labormodells bereits ausgeführt, sind Blasengröße und Austrittsgeschwindigkeit sowohl von der Strömungsgeschwindigkeit als auch von der Geometrie der Düse abhängig. Da die Blasenbildung und der Blasenaufstieg in der Stahlschmelze nicht hinreichend beobachtet werden können, muss der optimale Massestrom des Spülgases abgeschätzt werden.

Die Beurteilung des Reinheitsgradspülens mit Körperschallsensoren ist aufgrund der geringen Durchflüsse mit den verbauten Körperschallsensoren im Stahlwerk nicht sicher messbar, da Störquellen wie zum Beispiel Kranverkehr, Stahlentnahmewagen und benachbarte Anlagen das Messsignal erheblich beeinflussen können, so dass eine zuverlässige Bewertung nicht möglich ist. Messungen am Laborspülstand lassen vermuten, dass es über die Auswertung der Varianz des Körperschallsignals möglich sein könnte, das Reinheitsgradspülen mittels Körperschallanalyse zu bewerten.

Wird die Entstehung der Körperschallsignale analysiert, so beinhaltet dies beim laminaren Blasenaufstieg die Ablösung der Blasen an den Spülsteinen sowie das Platzen an der Badoberfläche. Beim turbulenten Aufstieg beinhaltet es zusätzlich die Interaktion der Blasen untereinander während des Aufstiegs, so dass ein Schwellwert des Körperschallsignales für die Prozessregelung genutzt werden könnte.

Hierfür sind weitere Versuche im Stahlwerk mit kleinen Durchflüssen nötig.

Eine Auswertung mittels Drucksensoren ist möglich und empfehlenswert. Leckagen und Verstopfungen des Spülers können auch bei geringen Durchflüssen gemessen werden, und somit ist eine Messung sowie Beurteilung des Durchflusses beim Reinheitsgradspülprozess möglich.

Die Bewertung des Reinigungserfolges, die Anzahl der Einschlüsse im fertigen Produkt, lässt keinen definierten Rückschluss auf die Einschlüsse in der Schmelzbehandlung zu, da in der Verstellrinne Einschlüsse ebenfalls entfernt werden können [135, 136]. Somit sind an dieser Stelle weitere Versuche nötig, um das Reinheitsgradspülen zu bewerten.

4.6.4.5 Spülunterbrechung

Prozessbedingte Unterbrechungen des Spülprozesses können genutzt werden, um anhand der Bewertung des dynamischen ferrostaticischen Druckes die Strömung in der Pfanne zu bewerten. Wird ein definierter geringer Gasdurchfluss während der Spülunterbrechung aufrechterhalten, kann anhand des sich einstellenden Druckes sowie der Masse der Schmelze eine Bewertung der

Strömung in der Schmelze je Spülstrang vorgenommen werden.

4.6.5 Störgrößen

Verfahrensbedingte Einflüsse, welche zu einer Fehlbewertung des Wasserstoffmodells durch Eintrag von Wasserstoff während oder nach der Entgasungsbehandlung infolge von Nachlegieren führen, konnten nicht quantifiziert werden. Insbesondere unter der Annahme, dass witterungsbedingt Zuschlagstoffe oder Rohstoffe eine höhere Feuchtigkeit aufweisen könnten, wäre anzunehmen, dass bei feuchter Witterung der Fehler der Wasserstoffmodellierung größer werden könnte. Anhand der Daten des Deutschen Wetterdienstes [137] für Luftfeuchtigkeit und Niederschlagsmengen konnte keine Abhängigkeit der Vorhersagegenauigkeit des Wasserstoffmodells gefunden werden. Auch für die Bewertung über den Messwert des Kammerdruckes im Zeitraum von zwei Minuten vor dem Einsetzen der Schmelze, welcher bei offenem Gefäß den Umgebungsluftdruck angibt, wurde keine Abhängigkeit gefunden. Somit ist anzunehmen, dass durch die Rohstoffen eingetragene Feuchtigkeit keinen signifikanten Einfluss auf den Wasserstoffgehalt der Schmelze hat, beziehungsweise eine ausreichende Trocknung der Rohstoffe gewährleistet ist.

Ebenfalls konnte kein Zusammenhang zwischen der Abweichung von gemessenem zu modelliertem Wasserstoffgehalt und der Stillstandzeit des Spülstandes vor der Behandlung gefunden werden.

Im Umfeld der Versuche im Stahlwerk wurden einige mögliche Störgrößen beobachtet. Grundsätzlich sind Störungen, die ein statisches oder zeitlich gering änderndes Signal aufweisen, als weniger kritisch anzusehen, da die Modelle überwiegend auf den Informationsgehalt der FFT zurückgreifen. Ereignisse mit einer periodischen Störung im Frequenzbereich kleiner 500 Hz sollten kritisch bewertet werden. Sollen akustische Vibratoren genutzt werden, um Staub von Messgeräten oder Anlagen zu entfernen [138], so könnten diese zu einer Fehlbewertung der Modelle führen. Ebenfalls führen elektromagnetische Störfelder wie zum Beispiel Schweißen zu einer Beeinträchtigung der Messung. Werden im Bereich des Vakuumgefäßes Schweißarbeiten durchgeführt, so ist eine Bewertung durch das Körperschallmodell nicht möglich.

4.6.5.1 Druck

Die Erfahrungen während der Versuche im Stahlwerk zeigt, dass im Vergleich der Einfluss von Störsignalen auf die Drucksignale deutlich geringer ausfällt als bei der Körperschallmessung. Bei der Dimensionierung der Rohrströmung (Kapitel 3.1.1) wird gezeigt, dass im Bereich des Drucksensors durch die Rohrwandung eingekoppelte Signale nicht ausbreitungsfähig sind. Jedoch sollten die Rohre möglichst Schwingungsdämpft montiert werden. Werden Filter benötigt, so sollten diese bevorzugt nicht zwischen Drucktransmitter und Kupplung installiert werden.

4.6.5.2 Körperschall

Da in dieser Arbeit bei der Körperschallmessung kein Signal mit einer definierten Frequenz gemessen wird [27], ist die Schwingungsmessung während des Einsatzes im Stahlwerk anfälliger für mögliche Störungen. Wie in [28] berichtet, wirken je nach Einbausituation hohe thermische und mechanische Belastungen auf die Schwingungssensoren. Insbesondere die thermische Kompensation muss beachtet werden. Die in dieser Arbeit genutzten Körperschallsensoren kompensieren die während der Behandlung auftretenden Temperaturschwankungen. Bei dem Einsatz von nicht kompensierenden Sensoren muss das Messsignal mit der Temperatur des Sensors kompensiert werden. Da die Sensoren an der Pfannenhalterung angebracht sind und diese eine große Wärmekapazität aufweisen sind keine kurzzeitigen Änderungen der Temperatur zu erwarten. Die größten Temperaturschwankungen während einer Schmelzbehandlung sind während der ersten Behandlung nach einem längeren Wartungsstillstand, insbesondere in den Wintermonaten, zu erwarten. Mögliche Abweichungen können durch die dynamische Untergrundanpassung kompensiert werden. Einen größeren Einfluss haben die Umbauten während der Wartung. Insbesondere wenn das Vakuumgefäß neu ausgemauert wird oder Umbauten die akustischen Eigenschaften der Anlage verändern. Hierbei kann es nötig werden die Skalierung des Körperschallsignales anzupassen.

Für die Identifikation von weiteren Störgrößen kann der Leerstand der Anlage genutzt werden. Hierbei werden die Frequenzspektren möglicher Störereignisse mit denen in der Modellbildung betrachteten Frequenzbereichen verglichen und bewertet. Während des Spülprozesses wurden folgend diese identifizierten Störgrößen bezüglich ihres Einflusses auf die Messung bewertet. Stehen zwei Spülstände nebeneinander, so ist es möglich, bei offenem Gefäß sowohl den Spülgasdurchfluss als auch den Einsatz der Vakuumpumpen mit dem Körperschallsensoren zu verfolgen. Wird jedoch der Deckelwagen über das Vakuumgefäß gefahren und der Deckel abgesetzt, so werden diese Signale so weit gedämpft, dass eine sichere Beobachtung nicht mehr möglich ist. Das Verfahren des Deckels und Deckelwagens und das Abdecken mit Abdeckmasse führen ebenfalls zu messbaren Signalen. Da diese jedoch nicht während des Spülprozesses erfolgen, führen diese nicht zu einer Fehlbewertung. Wird eine Legierungszugabe während des Spülvorganges durchgeführt, muss in diesem Zeitraum die Bewertung mittels Körperschallmessung ausgesetzt werden, da je nach Form (Draht oder Stückgut) und Menge der Einfluss stark unterschiedlich sein kann.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Forschungsgegenstand dieser Arbeit ist die Untersuchung, inwieweit durch eine geeignete Druck- und Schwingungsmessung die Beurteilung der Spülwirkung bei der sekundärmetallurgischen Behandlung von Stahlschmelzen möglich ist. Anhand eines Laborspülstands werden geeignete Messgrößen für die Bewertung des effektiven Volumenstromes identifiziert und anschließend auf den Einsatz im Stahlwerk übertragen.

Im Kapitel 2 werden in einem Verfahrensüberblick zunächst die theoretischen Grundlagen des Spülens von Stahlschmelzen dargelegt. Anhand der Darstellung der verschiedenen Arten des Spülens und des Ablaufes einer Spülbehandlung werden die Anforderungen aufgezeigt, die an das Messverfahren und die Beurteilung des Spülprozesses gestellt werden. Aus der aktuell üblichen Bewertungen durch eine automatisierte Bewertung der erfassten Prozessdaten sowie der subjektiven Beurteilung des Bedieners werden Kriterien abgeleitet, die bei der Bewertung des Spülprozesses von Interesse sind.

Zur Identifizierung und Bewertung geeigneter Methoden wird ein Versuchsspülstand aus PMMA erstellt. Dieser stellt eine geometrisch vereinfachte Abbildung des realen Spülstandes im Maßstab 1:12 dar. Um die Strömung des Spülgases in den Rohrleitungen abzubilden, wird das Wasser-Luft-Modell über eine Dimensionsanalyse nach Buckingham ausgelegt. Dies ist Inhalt des dritten Kapitels. Hierbei werden die geometrischen Größen Füllstand und Durchmesser des Spülgefäßes, die Dichte von Schmelze und Spülgas, die kinematische Viskosität und die Oberflächenspannung des Spülgases in der Schmelze sowie der Massestrom des Spülgases berücksichtigt. Somit kann dieses Modell nicht nur als geometrisch sondern auch als physikalisch ähnliches Modell zur Bewertung genutzt werden. Dieses Modell ermöglicht die Beobachtung des Spülgasaufstiegs. Insbesondere die Beobachtung der Blasenentstehung und deren Aufstiegsverhalten in der Schmelze tragen zum Verständnis der Ausbildung des Spülkegels und somit des Rührverhaltens bei.

Die entstehende Blasensäule kann in ihrer Form durch den Durchfluss des Spülgases und der geometrischen Gestaltung der Düse und deren Position im Gefäß beeinflusst werden. Somit kann auch der entstehende Spülfleck, welcher zusätzlich abhängig ist von der Art und Menge der verwendeten Schlacke, beeinflusst werden. Dies zeigt, dass eine Bewertung des Spülfleckes unter stahlwerkstypischen Prozessbedingungen mit erheblichen Unsicherheiten behaftet ist.

Inspiriert von der Leckageidentifikation mit Mikrofonen, welche in und außerhalb von Pipelines angebracht sind [29,30], wird nachgewiesen, dass durch den Einsatz geeigneter Drucksensoren neben dem Leitungsdruck auch Kenngrößen abgeleitet werden können, die eine Bewertung von möglichen Leckagen und der Rohrströmung zulassen. Es wird gezeigt, dass eine Bewertung von Leckage und Verstopfungsgrad des Spülstranges möglich ist.

Die Messung der während des Spülprozesses entstehenden Schwingungen mit Körperschallsensoren eignet sich zur kumulierenden Messung von Anzahl und Größe der Spülgasblasen. Das entstehende Körperschallsignal setzt sich aus der Bildung und dem Abriss an der Düse, durch Interaktion bei dem Aufstieg und dem Austritt der Blasen an der Badoberfläche zusammen.

Es zeigt sich, dass neben der Spüldüse, die sich ausbildende Strömung einen wesentlichen Einfluss auf die Ausbildung der Blasen und des Spülkegels hat. Diese Beobachtungen können genutzt werden, um weitere geeignete Bewertungsgrößen zu identifizieren, mit deren Hilfe eine Bewertung der Blasenbildung und der sich ausbildenden Spülströmung durchgeführt werden kann.

Für die Übertragung der Erkenntnisse auf einen Realspülstand werden Betriebsversuche an den Vakuumanlagen der Hüttenwerke Krupp Mannesmann GmbH durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche werden in Kapitel 4 dargestellt.

Bei Spülversuchen mit leeren Pfannen wird anhand des Vergleichs von Spülsteinen jeweils mit und ohne Leckage beziehungsweise Verstopfung festgestellt, dass eine Bewertung der einzelnen Spülstränge anhand der Auswertung des Drucksignals möglich ist.

Für die Identifikation eines geeigneten Messbereiches bietet sich die spektrale Auswertung der Signale der Druck- und Körperschallsensoren sowie die Bewertung anhand von Terz- und Oktafvändern an. Insbesondere im industriellen Einsatz ist dies zielführend, da somit zum Beispiel störende Einflüsse, welche durch die Absaugung entstehen, einfach identifiziert werden können, so dass der Einfluss des Kammerdrucks auf die Messsignale durch die Wahl eines geeigneten Frequenzbereichs nicht umständlich in der Signalberechnung kompensiert werden muss.

Während die Übertragung der Druckmodelle des Versuchsspülstands in den industriellen Einsatz ohne tiefgreifende Anpassungen möglich ist, zeigt die Bewertung des Spülgasdurchflusses anhand der gemessenen Schwingungen aufgrund der Vielzahl an Störeinflüssen einen deutlich höheren Übertragungsaufwand. Aufgrund der im Stahlwerk vorhandenen Hintergrundgeräusche muss der Hintergrund des Messsignals erfasst werden. Hierbei zeigen sich die geeignete Filterung und das Aussetzen der Modellrechnung bei starken Änderungen des Effektivwertes des Körperschallmesswertes als adäquate Ansätze.

Für die Bewertung und Dimensionierung der erstellten Modellberechnungen wird die Modellierung des Wasserstoffgehalts der Schmelzen genutzt. Es wird ein Modell zur Beschreibung der Wasserstoffentfernung von Stahlschmelzen erstellt, das sowohl für die Bewertung der Vakuumbehandlung als auch für die gesamte Spülgasbehandlung genutzt werden kann, um Prozess be-

gleitend den Wasserstoffgehalt anhand der spezifischen Spülgasmenge und des Kammerdrucks vorher zusagen. Auf die metallurgischen Prozesse der Wasserstoffentfernung wird hierbei nicht detailliert eingegangen. Durch den Vergleich von prognostizierten und gemessenen Wasserstoffgehalten wird der Einfluss von Spülgasdurchfluss und Kammerdruck auf den Vakuumprozess bewertet. Bei den betrachteten Spülständen wird ein maximal wirksamer Spülgasdurchfluss je Spüler ermittelt. Sind mehrere Spülsteine pro Pfanne vorhanden, so kann eine reduzierte Spülwirkung eines Spülers nur bedingt von einem anderen Spüler kompensiert werden. Ist ein Spüler durch Leckage oder Verstopfung in seiner Funktion beeinträchtigt, so muss die Behandlungszeit angepasst werden, um den gewünschten Behandlungserfolg sicherzustellen. Dies kann auch auf andere Behandlungsziele als den Wasserstoffgehalt übertragen werden, die durch die Strömung in der Schmelze begünstigt werden.

Weiterhin wird gezeigt, dass kleine Änderungen im Kammerdruck während der Spülbehandlung eine signifikante Auswirkung auf den resultierenden Wasserstoffgehalt haben. Neben dem Einfluss auf die Löslichkeit von Wasserstoff in Stahlschmelzen nach dem Sievertschem Quadratwurzelgesetz begünstigt der verringerte Kammerdruck die Überwindung des ferrostaticchen Druckes und verbessert somit die Konvektion. Dadurch können Volumenelemente der Schmelze vom Boden der Pfanne an die Badoberfläche gelangen. Dies begünstigt ebenfalls den Entgasungsprozess. Für eine erfolgreiche Vakuumbehandlung ist es notwendig, dass der angestrebte Kammerdruck erreicht wird. Die Betrachtung des ferrostaticchen Drucks zeigt, dass dieser während des Spülens durch die Blasensäule und sich ausbildende Strömung im Spülgefäß verringert werden kann. Dies trägt zum Verständnis des Verhaltens von Spülgasblasen in Stahlschmelzen bei. Insbesondere für die Bildung, die Größenverteilung und das Aufstiegsverhalten von Spülgasblasen wird hier eine Möglichkeit gezeigt, mit der das Verhalten von Gasblasen in Stahlschmelzen neu bewertet werden kann. Darüber hinaus werden Ansatzpunkte aufgezeigt, die in die Simulation von Spülströmungen einfließen können.

Des Weiteren kann dies genutzt werden, um die Strömung in der Schmelze zu beurteilen, indem der sich einstellende Druck bei Spülunterbrechungen ausgewertet wird. Je näher dieser Druck am Wert des ferrostaticchen Drucks liegt, desto geringer ist die Strömung in der Pfanne.

Die Arbeit zeigt, dass die Modellierung von Prozessgrößen auch genutzt werden kann, um Einflüsse und Eingriffe in den Prozess zu bewerten und somit zur Optimierung von Verfahrensabläufen als sinnvolles Werkzeug eingesetzt werden kann.

Insbesondere vor dem Hintergrund des geringen Aufwandes ist ein Einsatz der spektralen Bewertung von Drucksignalen nicht nur bei der Bewertung des Spülprozesses sinnvoll. Alle Leitungssysteme, bei denen das Signal eines Drucksensors mittels einer automatisierten digitalen Datenerfassung verarbeitet wird, kann zusätzlich zur Erfassung des Effektivdrucks die Frequenzanalyse zur Bewertung von Leckagen und Verstopfungen genutzt werden.

Die um die Leckagemenge reduzierte Verbrauchsmenge eignet sich für die Prozess begleitende Modellierung des Wasserstoffgehaltes. Da im Vergleich dazu das erstellte Druckmodell mit den gefundenen Einflussgrößen der Spülerkennlinie wie Leckageindex, Spülerdichtkenngröße und dem dynamischen Druckanteil, den Entgasungsprozess in einem geringerem Maße abbildet, scheinen nicht alle relevanten Einflussgrößen identifiziert zu sein.

Insbesondere für die Bildung, die Größenverteilung und das Aufstiegsverhalten von Spülgasblasen wird hier eine Möglichkeit gezeigt, mit der das Verhalten von Gasblasen in Stahlschmelzen neu bewertet werden kann und Ansatzpunkte aufgezeigt, die in die Simulation von Spülströmungen einfließen können. Um hieraus weitere Erkenntnisse ziehen zu können, ist zu empfehlen, die Strömungsverhältnisse in der Pfanne zum Beispiel über FEM zu simulieren und mit den gemessenen Spülergebnissen zu korrelieren.

Weiterführend können die verschiedene Ansätze der Spülsteingestaltung, insbesondere der geometrischen Gestaltung des Spülquerschnittes, hinsichtlich der Ausbildung der Spülgasblasen durch die vergleichende spektrale Auswertung der Druck- und Körperschallsignale verglichen werden. Diese Erkenntnisse können ebenfalls in die Entwicklung und Gestaltung der Spülsteine einfließen. So ist es denkbar, mit dem Messprinzip des Prandtlschen Staurohres beziehungsweise Pitotrohr, die sich ausbildende Strömung sowie durch die spektrale Bewertung des Drucksignals die sich ausbildende Blasengröße direkt am Spülstein zu messen und somit das Spülgas noch effizienter einzusetzen.

Die stetig steigenden Anforderungen an Stahl als auch dessen Herstellung sorgen dafür, dass die Vakuumbehandlung von Stahlschmelzen weiterhin ein spannender Forschungsgegenstand bleibt.

Anhang

A.1 Tabellen

Tabelle A.1: Korrekturwerte Bewertungsfilter A [70]

f in Hz	ΔL_A in dB	f in Hz	ΔL_A in dB	f in Hz	ΔL_A in dB
10	-70,5	50	-30,2	250	-8,6
12,5	-63,4	63	-26,1	315	-6,6
16	-56,7	80	-22,4	400	-4,8
20	-50,4	100	-19,1	500	-3,2
25	-44,7	125	-16,0	630	-1,9
31,5	-39,2	160	-13,3	800	-0,8
40	-34,6	200	-10,8	1000	0

Tabelle A.2: Oktavbänder

f_m in Hz	untere f_g in Hz	obere f_g in Hz
31,5	22,5	45
63	45	90
125	90	180
250	180	355
500	355	710
1000	710	1400
2000	1400	2800
4000	2800	5600
8000	5600	11200
16000	11200	22400

A.2 Tafeln

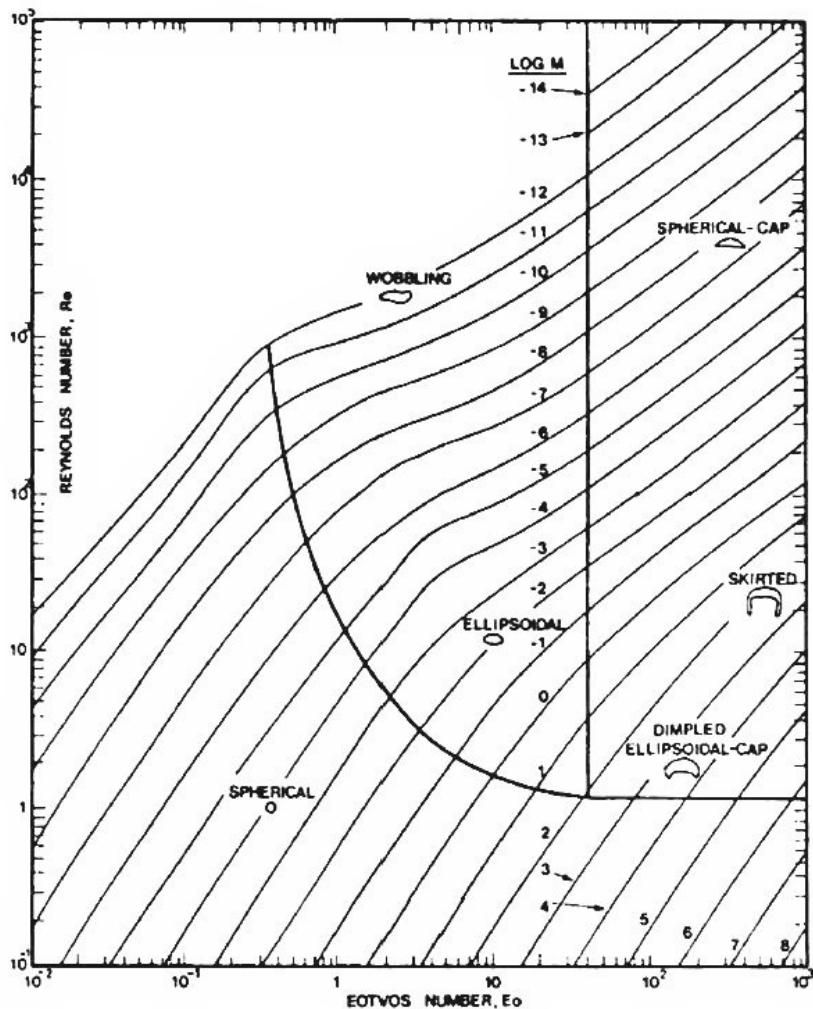


Abbildung A.1: Blasenform und erreichte Blasen-Reynoldszahl von Gasblasen in Flüssigkeiten [95]

A.3 Monte Carlo Methode

Die Monte Carlo Methode ist in den Optimierungsverfahren eine weit verbreitete Methode. Sie nutzt Zufallszahlen, um zum Beispiel Schätzfunktionen, Verteilungseigenschaften oder Bewegungsabläufe zu simulieren [133]. Hiermit können für analytisch schwer oder nicht zu lösende Probleme vergleichsweise einfach automatisiert Lösungen mit ausreichend geringem Fehler bestimmt werden.

In dieser Arbeit wurde diese Methode genutzt, um in großen, teils mehrdimensionalen Parameterräumen, eine optimale Lösung zu ermitteln. Zur Beurteilung der Lösung wird eine Prüfgröße benötigt, mit deren Hilfe die Auswirkung der Parameteränderung quantifiziert werden kann.

An dem einfachen Beispiel einer beliebigen Geradengleichung

$$y = m \cdot x + n$$

mit den Parametern m und n , welche durch die Punkte $(\pi, 1)$ und $(7, 2)$ verlaufen soll, müsste ein zweidimensionales Parameterfeld mit ausreichender Genauigkeit berechnet werden. Als Prüfgröße kann hier die Summe der Abstandsquadrate genutzt werden. Ohne den Wertebereich und die Genauigkeit einzuschränken kann eine Parameterbestimmung durch Probieren aufgrund der Anzahl der Werte der Parameter und deren Kombination zeitintensiv werden.

Bei der Monte Carlo Methode werden die einzustellenden Parameter zufällig um eine bestimmte Variationsbreite variiert. Verbessert sich die Prüfgröße für eine gewisse Zahl von Schritten nicht, so wird die Varianzbreite der zufälligen Parameteränderung verringert.

Als Abbruchkriterium wird ein Grenzwert der Varianzbreite gewählt, um sicher zu stellen, dass die Parameter mit ausreichender Genauigkeit bestimmt werden.

Um eine optimale Lösung zu finden, werden verschiedene Startbedingungen gewählt. Hierzu werden die Startwerte der Parameter und die Variation zum Beginn der Berechnung variiert. Die somit ermittelten Lösungsmöglichkeiten werden untereinander verglichen um sie lokalen beziehungsweise globalen optimalen Lösungen im Parameterraum zuzuordnen. An diesem Arbeitsschritt werden gegebenenfalls diese Zwischenlösungen bewertet, ob diese auf physikalische Gleichungen zurückgeführt werden können beziehungsweise nachvollziehbar sind. Für die Feineinstellung werden aus den gefundenen Lösungen des globalen Optimum Startwerte gemittelt und die Berechnung erneut durchgeführt.

Dieses Verfahren ermöglicht mehrdimensionale Parameterräume numerisch zu lösen, ohne die Parameterräume in hoher Auflösung komplett zu berechnen.

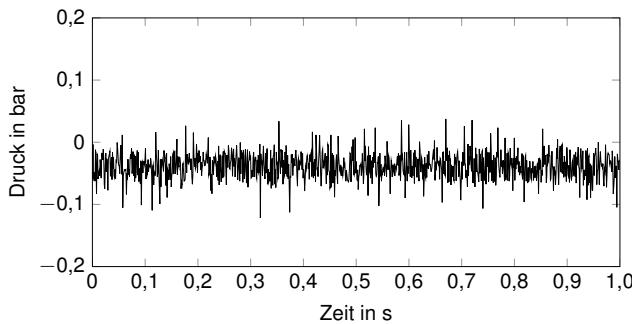


Abbildung A.2: Zeitlicher Verlauf des Drucksignals mit einer Abtastrate von 1024 Messwerten pro Sekunde

A.4 Abstandsmodell als Bewertungskriterium

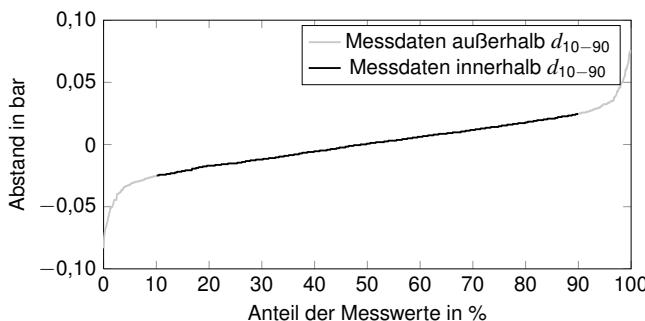
Um eine qualitative Bewertung von Messwerten anhand einer Kennlinie vorzunehmen reicht die Betrachtung der Lage des Messpunktes zur Kennlinie. Soll hingegen eine qualitative Bewertung mehrerer Messwerte vorgenommen werden, so können statistische Bewertungsgrößen genutzt werden. Bei der Modellierung einer Näherungskurve sind hierfür das Bestimmtheitsmaß R^2 , die Varianz Var (beziehungsweise die Standardabweichung σ) und die Streuung R_B gebräuchlich [109].

Als Beispiel sollen die Messwerte des Drucksensors aus dem Laborspülstand bewertet werden. Im Stillstand ist zu erwarten, dass die Messwerte um einen relativen Druck von 0 bar, bedingt durch das Rauschen des Sensors, streuen. Analysiert man eine Sekunde Messdaten, welche mit 1024 Hz abgetastet werden (siehe Abbildung A.2), so ergibt sich für eine lineare Regression ein Bestimmtheitsmaß von 0,0002, eine Varianz von 0,0005 und eine Streubreite von 0,159 bar. R^2 sollte zwischen null und eins liegen und für eine große Übereinstimmung nahe eins sein. Dass das Bestimmtheitsmaß in diesem Fall so gering ausfällt, liegt an den Ausreißern unter den Messwerten. In der Statistik werden Messwerte mit einer Abweichung größer zwei mal der Standardabweichung, dies entspricht 51 von 1024 Messwerten, als Ausreißer für die Regression nicht berücksichtigt [109]. Die Abnahme der Varianz belegt eine Verbesserung der Korrelation der Messdaten unter Vernachlässigung der Ausreißer. Alle berechneten Größen sind in Tabelle A.3 dargestellt.

Betrachtet man den zeitlichen Verlauf der Messwerte, so ist ein nahezu konstanter Verlauf des Druckmesswertes mit einem Fehler im Nullabgleich zu erkennen. Eine solche einfache statistische Auswertung eignet sich nur bedingt um diese Beobachtung zu beschreiben. Wird zur Bewertung des Druckverlaufs ein adäquateres Mittel zur Beurteilung benötigt, welches sowohl den

Tabelle A.3: Statistische Bewertungsgrößen der Messwerte von 1 s Druckmessung

Kenngröße	Messwerte	Messwerte ohne Ausreißer
R^2	0,0002	0,0177
Var	0,0005 bar ²	0,0003 bar ²
σ	0,0215 bar	0,0177 bar
R_B	0,159 bar	0,083 bar
x_{\max}	0,038 bar	0,005 bar
x_{mittel}	-0,038 bar	-0,038 bar
x_{\min}	-0,12 bar	-0,079 bar
d_{10-90}	0,050 bar	0,046 bar

Abbildung A.3: Anteil der Messdaten, die mit d_{10-90} abgebildet werden

Fehler im Nullpunktabgleich sowie das Rauschen um den Effektivwert ausreichend beschreibt, kann eine Betrachtung der Abstände der Messwerte zum Erwartungswert anschaulicher sein. Dazu werden die Messwerte nach Größe sortiert. Wird der Abstand zwischen 10 % und 90 % der Messwerte betrachtet, dargestellt in Abbildung A.3, so erhält man den Druckbereich, in dem sich 80 % der Messwerte befinden. Für die Messdaten ergibt sich somit ein d_{10-90} von 0,050 bar. In Verbindung mit dem Mittelwert eignet sich dieser Wert, um den Druckverlauf zu beschreiben. Unter der beliebig gewählten Annahme, dass eine Abweichung des Messwertes in Bezug zum Erwartungswert von -0,05 bis zu +0,025 bar toleriert werden kann, erschwert dies eine Bewertung der Messdaten. Eine Möglichkeit, dies verhältnismäßig einfach zu bewerten, ist die Betrachtung der Verteilung der Abstände der Messdaten zum Erwartungswert. Hierbei wird der Abstand des Messpunktes zu der Kennlinie beziehungsweise dem Erwartungswert betrachtet (Abbildung A.4). Diese Darstellung des Abstandes stellt eine Verteilungsfunktion beziehungsweise Gütekurve der Messwertverteilung dar, die anhand von zu wählenden Gütekriterien, wie zum Beispiel einem Toleranzbereich, bewertet werden kann.

Bei unterbrochener Druckluftversorgung und einem offenen Leitungsende liegt dieser Erwar-

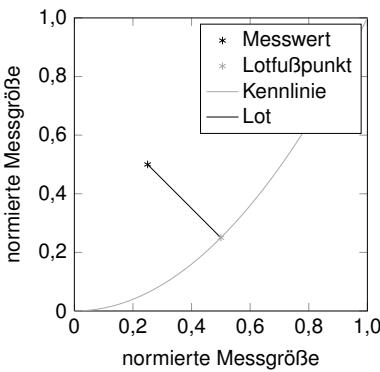


Abbildung A.4: Bestimmung des Abstandes eines Messpunktes zur Kennlinie beziehungsweise zum Erwartungswert

tungswert bei null bar. Werden die Abstände der Messwerte zum Erwartungswert nach Größe sortiert und mit ihrer oberen und unteren Toleranzgrenze aufgetragen (siehe Abbildung A.5), so kann einfach bestimmt werden, wie viele Messwerte innerhalb beziehungsweise außerhalb der gewählten Toleranzgrenzen liegen.

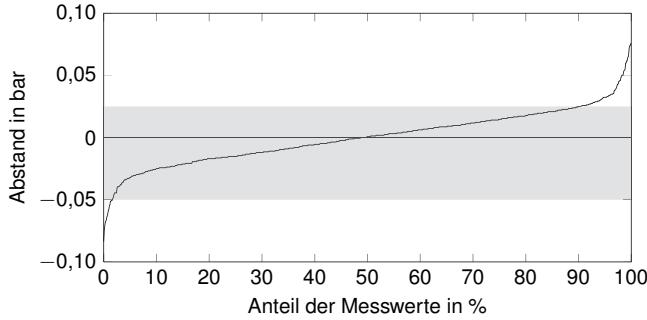


Abbildung A.5: Abstand der Druckmesswerte vom Erwartungswert mit Toleranzband

Zusätzlich kann aus der Summe der Abstände die relative Lage des Erwartungswertes innerhalb der Messpunkte bestimmt werden. Ist diese Summe exakt null, so ist der Erwartungswert gleich dem Mittelwert der Messwerte. Für die betrachteten Messwerte bedeutet dies, dass sich 1,6 % der Messwerte unterhalb, 10,1 % oberhalb und daraus resultierend 88,3 % innerhalb des Toleranzbandes befinden. Insbesondere bei der Bewertung nichtlinearer Kennlinien oder einem nicht orthogonalen geradlinigen Koordinatensystemen führt die Bildung der Abweichung des Funkti-

onswertes bei einem bestimmten Argument zu einer Wichtung des Abstandes. Betrachtet man Kennfelder mit Messgrößen in unterschiedlichen Dimensionen, so wird durch die Normierung der Größen die Möglichkeit gegeben, verschiedene Modelle oder Modellabschnitte untereinander zu vergleichen.

Der Abstand kann über eine mathematische Abstandsformel berechnen werden. Dies ist bei linearen Kennlinien mit verhältnismäßig geringem Aufwand noch leicht möglich. Sollte die Kennlinie sich aus mehreren einzelnen Geradenabschnitten oder aus Kurvenfunktionen zusammensetzen, steigt der Aufwand. Um auch für komplizierte Anwendungsfälle die Berechnung des Abstandes mit vergleichsweise geringem Aufwand zu ermöglichen, werden die Eingangsgrößen (Argument und Funktionswert) auf den Wertebereich $[0, 1]$ normiert und die Kennlinie entweder als Funktion oder als Tabelle in gewünschter Auflösung hinterlegt. Anschließend werden die Abstände des Messpunktes von der Kennlinie für jeden Kennlinienpunkt bestimmt und der null am nächsten liegende Wert wird als Abstand ausgegeben. Hiermit wird auch für große Datensätze ein automatisiertes Auswerten mit vertretbarem Rechenaufwand sichergestellt.

Dies ermöglicht eine vergleichende Beurteilung von Messwerten anhand unterschiedlicher Kennlinien, unter der Bedingung, dass die Wertebereiche der Argumente und Funktionswerte sowie die Auflösung der normierten Werte vergleichbar sind.

A.5 Verfahrensbeschreibung des Wasserstoffmodells

Die Bewertung anhand der Wasserstoffmodellierung erfolgt an den synchronisierten Daten der in dieser Arbeit verwendeten Messsensoren und der aus der Datenbank des Stahlwerkes entnommenen Prozess- und Messwerte. Diese Daten liegen im fünfsekunden Takt tageweise exportiert in Excel Tabellen. Diese Daten werden ausschließlich für die Schmelzbehandlungen ausgewertet, für die ein Wasserstoffgehalt beim Gießen vorhanden ist. Dazu werden die Excel Datensätze automatisiert mit Matlab ausgewertet. Der Start der Schmelzbehandlung wird bei Übergabe der Schmelzennummer begonnen. Hierbei werden alle Variablen auf definierte Startparameter festgesetzt (zum Beispiel Startgehalt an Wasserstoff, Speicherwerte der Pt1-Glieder und der ferrostatiche Druck wird auf den statischen Wert gesetzt). Aus diesem Grund ist dies nicht für die Bewertung des Körperschallmodells möglich, da hier die Vorlaufzeiten für die Bildung des Untergrundes relevant sind.

Um die Berechnungszeit zu optimieren, wurde nicht für jede Parametervariation der betrachtete Datensatz einzeln berechnet, sondern je Parameter wurden gleichzeitig mehrere Variation parallel berechnet.

Die Berechnung mit Matlab 2011b und einem leistungsfähigem PC benötigt je nach betrachtetem Parameter mit zum Beispiel 10 Variationen etwa 6 Stunden, kann aber bei deutlich feiner aufge-

lösten Parametervariation deutlich länger dauern. Aus diesem Grund eignet sich das Wasserstoffmodell noch nicht um in Kombination mit der Monte Carlo Methode in akzeptablen Zeiträumen Berechnungsmodelle zu optimieren.

Literaturverzeichnis

- [1] SIEKMANN, H. E. ; THAMSEN, P. U.: *Strömungslehre für den Maschinenbau*. Springer Berlin Heidelberg, 2009. – ISBN 978–3–540–73989–0
- [2] KLABUND: Sommerelegie. In: *Simplicissimus* 30 (1925), Nr. 19, S. 278
- [3] DEKKERS, R.: *Non-metallic Inclusions in Liquid Steel*, Katholieke Universiteit Leuven, Diss., 2002
- [4] WWW.STAHL-ONLINE.DE: *Fakten zur Stahlindustrie in Deutschland*. http://www.stahl-online.de/wp-content/uploads/2013/12/201505_Fakten_Stahlindustrie_Deutschland_2015.pdf.
http://www.stahl-online.de/wp-content/uploads/2013/12/201505_Fakten_Stahlindustrie_Deutschland_2015.pdf. Version: Mai 2015
- [5] BURGHARDT, H. ; KRAUSS, S. ; NEUHOF, G.: *Stahlerzeugung*. Leipzig : Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, 1982
- [6] OETERS, F.: *Metallurgie der Stahlherstellung*. Berlin : Springer, 1989. – ISBN 0387510400
- [7] MARUOKA, N. ; LAZUARDI, F. ; MAEYAMA, T. ; KIM, S. J. ; CONEJO, A. N. ; SHIBATA, H. ; KITAMURA, S. Y.: Evaluation of Bubble Eye Area to Improve Gas/Liquid Reaction Rates at Bath Surfaces. In: *ISIJ International* 51 (2011), Nr. 2, S. 236–241. <http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.51.236>. – DOI 10.2355/isijinternational.51.236
- [8] Wu, L. ; VALENTIN, P. ; SICHEN, D.: Study of Open Eye Formation in an Argon Stirred Ladle. In: *Steel Research Int.* 81 (2010), Nr. 7, S. 508–515. <http://dx.doi.org/10.1002/srin.201000063>. – DOI 10.1002/srin.201000063
- [9] BFI: Tätigkeitsbericht / Activity Report 2009/2010. VDEh-Betriebsforschungsinstitut GmbH, im Stahl-Zentrum, Sohnstraße 65, 40237 Düsseldorf : VDEh-Betriebsforschungsinstitut GmbH Institute for Applied Research, 2009/2010. – Forschungsbericht
- [10] TAN, D. P. ; JI, S. M. ; LI, P. Y. ; AL. et: Development of Vibration Style Ladle Slag Detection Methods and the Key Technologies. In: *Sci China Tech Sci* 53 (2010), Nr. 9, S. 2378–2387. <http://dx.doi.org/10.1007/s11431-010-4073-6>. – DOI 10.1007/s11431-010-4073-6
- [11] ZELJKOVIC, V. ; PRAKS, P. ; HUSAR, I.: Monitoring the Impact of the Intensity of Blowing of an Inert Gas to the Visual Character of the Molten Steel Surface. In: *IEEE International Energy Conference*, 2010, S. 385–388
- [12] BFI: Tätigkeitsbericht / Activity Report 2013/2014. VDEh-Betriebsforschungsinstitut GmbH, im Stahl-Zentrum, Sohnstraße 65, 40237 Düsseldorf : VDEh-Betriebsforschungsinstitut GmbH Institute for Applied Research, 2013/2014. – Forschungsbericht
- [13] RUIZ-BUSTINZA, I. ; MOCHÓN, J. ; VERDEJA, L. ; GARCIA-CARCEDO, F. ; PARRA, R.: A New Ad-

- visor System to Detect the 'Tap Hole Whistling and Splashing' in a Blast Furnace. In: *Archives of Metallurgy and Materials* 55 (2010), Nr. 4, S. 1125–1130. <http://dx.doi.org/10.2478/v10172-010-0015-3>. – DOI 10.2478/v10172-010-0015-3
- [14] JELLINGHAUS, M. ; STAHLSEISEN (Hrsg.): *Stahlerzeugung im Lichtbogenofen*. Stahleisen, 1993. – ISBN 3-514-00502-8
- [15] RECKNAGEL, W. ; OPPENHOFF, H.: *Was der Blasstahlwerker von seiner Arbeit wissen muss!* Verlag Stahleisen, 1977 (Stahleisen-Schriften)
- [16] BRANDBERG, J.: *Solubility of Hydrogen in Slags and its Impact on Ladle Refining*, School of Industrial Engineering and Management Division of Micro Modelling Royal Institute of Technology Stockholm Sweden, Diss., 2006
- [17] MACH, M. ; KARBAR, V. ; DOLEZEL, I. ; TRUTWIN, D.: Stirring of Liquid Steel in Crucible Induction Furnace. In: *International Scientific Colloquium Modelling for Material Processing*, 2006, S. 203–208
- [18] NEIFER, M. ; ANDRZEJEWSKI, P. ; EUROPÄISCHEN GEMEINSCHAFTEN, Luxemburg: A. d. (Hrsg.): *Verbesserung des Reinheitsgrades in Stahlschmelzen durch Optimierung der Strömungsverhältnisse im Mehrphasensystem Schmelze/Gasblasen/Schlacke/Desoxidationsprodukte in Pfanne und Stranggießverteiler*. European Commission, 1998. – ISBN 92-828-2528-0
- [19] ZHANG, L. ; THOMAS, B. G. ; WANG, X. ; WANG, K.: Evaluation and Control of Steel Cleanliness - Review. In: *85th Steelmaking Conference Proceedings* ISS-AIME, 2002, S. 431–452
- [20] QIUYUE, W. ; JIANDONG, S. ; WENQING, W.: Design of Blowing Argon Control Systems for Molten Steel Container. In: *Chinese Control and Decision Conference (CCDC)*, 2011, S. 369–373
- [21] WAHLERS, F. J. ; SCHUBERT, K. H. ; BURKAT, C. ; KÖHLE, S. ; BENDEL, C.: Observation and Control of AOD Process with Exhaust Gas Measurement. In: *58th Electric Furnace Conference*, 2000 (58th Electric Furnace Conference), S. 893–904
- [22] SOLHED, H. ; JONSSON, L.: An Investigation of Slag Floatation and Entrapment in a Continuous-casting Tundish using Fluid-flow Simulations, Sampling and Physical Metallurgy. In: *Scandinavian Journal of Metallurgy* 32 (2003), S. 15–32. – ISSN 0371-0459
- [23] ERICSSON, O.: *An Experimental Study of Liquid Steel Sampling*, Department of Materials Science and Engineering Division of Applied Process Metallurgy Royal Institute of Technology SE-100 44 Stockholm Sweden, Diss., 2009
- [24] STONE, R. P. ; PLESSERS, J. ; TURKDOGAN, E. T.: Die Genauigkeit der Bestimmung des Wasserstoffgehaltes in flüssigem Stahl mit dem Hydris-System. In: *Stahl und Eisen* 110 (1990), Nr. 11, S. 65–74
- [25] EVESTEDT, M. ; MEDVEDEV, A.: Model-based Slopping Monitoring by Change Detection. In: *Computer Aided Control System Design, 2006 IEEE International Conference on Control Applications, 2006 IEEE International Symposium on Intelligent Control, 2006 IEEE*, 2006, S. 2492 –2497
- [26] JEONG, J. J. ; BAN, S. J. ; KIM, S. W.: Estimation of Slag Foaming Height from Vibration Signals in Electric Arc Furnaces. In: *Electrical Engineering/Electronics Computer Telecommunications and Information Technology (ECTI-CON), 2010 International Conference*, 2010, S. 866–869

- [27] JANSEN, T.: *Einbindung einer schallbasierten Schaumschlackendetektion in die Leistungs- und Feinkohleregelung eines Gleichstrom-Lichtbogenofens*. VDI-Verlag, 2014. – ISBN 978-3-18-523208-4
- [28] NADIF, M. ; ORUE, L. ; LACHMUND, H. ; ABDULLAH, H. ; ROESSLER, R.: Online Control of Desulphurisation and Degassing through Ladle Bubbling under Vacuum (Ondeco) / EUROPEAN COMMISSION Directorate-General for Research and Innovation Research Fund for Coal and Steel Unit. Version:2012. <http://dx.doi.org/10.2777/31321>. 2012. – Final report
- [29] BOYD, J. W. R. ; VARLEY, J.: The Uses of Passive Measurement of Acoustic Emissions from Chemical Engineering Processes. In: *Chemical Engineering Science* 56 (2001), Nr. 5, S. 1749 – 1767. [http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509\(00\)00540-6](http://dx.doi.org/10.1016/S0009-2509(00)00540-6). – DOI 10.1016/S0009-2509(00)00540-6. – ISSN 0009-2509
- [30] KAEWWAEWNOI, W. ; PRATEEPASEN, A. ; KAEWTRAKULPONG, P.: Measurement of Valve Leakage Rate using Acoustic Emission. In: *Proceedings of the 2nd International Conference on Electrical Engineering/Electronics, Computer, Telecommunications and Information Technology (ECTI 2005)*, 2005, S. 12–13
- [31] FIGUEIRA, R. M. ; SZEKELY, J.: Turbulent Fluid Flow Phenomena in a Water Model of an AOD System. In: *Metallurgical Transactions B* 16b (1985), S. 67–75
- [32] ODENTHAL, H. J. ; THIEDEMANN, U. ; FALKENRECK, U. ; SCHLUETER, J.: Simulation of Fluid Flow and Oscillation of the Argon Oxygen Decarburization (AOD) Process. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 41b (2010), S. 396–413. <http://dx.doi.org/10.1007/s11663-009-9335-y>. – DOI 10.1007/s11663-009-9335-y
- [33] WEI, J. H. ; ZHU, H. L. ; CHI, H. B. ; WANG, H. J.: Physical Modeling Study on Combined Side and Top Blowing AOD Refining Process of Stainless Steel: Fluid Mixing Characteristics in Bath. In: *ISIJ International* 50 (2010), Nr. 1, S. 26–34
- [34] WANG, J. H. ; ZHU, H. L. ; CHI, H. B. ; WANG, H. J.: Physical Modeling Study on Combined Side and Top Blowing AOD Refining Process of Stainless Steel: Gas Stirring and Fluid Flow Characteristics in Bath. In: *ISIJ International* 50 (2010), Nr. 1, S. 17–25
- [35] KITUNGWA, K.: *Study of dispersion phenomenon in Creusot Loire Uddeholm reactor*, Faculty of Engineering and the Built Environment University of the Witwatersrand, Diss., 2008
- [36] KOCHI, N. ; MORI, K. ; SASAKI, Y. ; IGUCHI, M.: Mixing Time in a Bath in the Presence of Swirl Motion Induced by Horizontal Gas Injection with an L-Shaped Lance. In: *ISIJ International* 51 (2011), Nr. 3, S. 344–349
- [37] SINGH, V. ; LENKA, S. N. ; AJMANI, S. K. ; B., C. ; PATHAK, S.: A Novel Bottom Stirring Scheme to Improve BOF Performance through Mixing and Mass Transfer Modelling. In: *ISIJ International* 49 (2009), Nr. 12, S. 1889–1894
- [38] LLANOS, C. A. ; GARCIA-HERNANDEZ, S. ; RAMOS-BANDERAS, J. A. ; BARRETO, J. J. ; SOLORIO-DIAZ, G.: Multiphase Modeling of the Fluidynamics of Bottom Argon Bubbling during Ladle Operations. In: *ISIJ International* 50 (2010), Nr. 3, S. 369–402
- [39] CHATTOPADHYAY, K. ; HASAN, M. ; ISAC, M. ; GUTHRIE, R. I. L.: Physical and Mathematical Mo-

- deling of Inert Gas-Shrouded Ladle Nozzles and Their Role on Slag Behavior and Fluid Flow Patterns in a Delta-Shaped, Four-Strand Tundish. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 41 (2010), Nr. 1, S. 225–233. <http://dx.doi.org/10.1007/s11663-009-9296-1>. – DOI 10.1007/s11663-009-9296-1. – ISSN 1543–1916
- [40] MAZUMDAR, D. ; GUTHRIE, R. I. L.: Motions of Alloying Additions in the CAS Steelmaking Operations. In: *Metallurgical Transactions B* 24b (1993), S. 649–655
- [41] MARUOKA, N. ; LAZUARDI, F. ; NOGAMI, H. ; GUPTA, G. S. ; KITAMURA, S. Y.: Effect of Bottom Bubbling Conditions on Surface Reaction Rate in Oxygen-Water System. In: *ISIJ International* 50 (2010), Nr. 1, S. 89–94
- [42] PAN, S. M. ; CHIANG, J. D. ; HWANG, W. S.: Effects of Gas Injection Condition on Mixing Efficiency in the Ladle Refining Process. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 6 (1997), Nr. 1, S. 113–117
- [43] MAZUMDAR, D. ; GUTHRIE, R. I. L.: The Physical and Mathematical Modelling of Gas Stirred Ladle Systems. In: *ISIJ International* 35 (1995), Nr. 1, S. 1–20
- [44] MICHALEK, K. ; MORÁVKA, J. ; GRYC, K.: Physical Modelling of Bath Homogenisation in Argon Stirred Ladle. In: *Metalurgija* 48 (2009), Nr. 4, S. 215–218. – ISSN 0543–5846
- [45] MICHALEK, K. ; MORÁVKA, J. ; GRYC, K.: MOodelling of Transfer Processes in Gas Ladle Bubbling and their Mathematical Identification by L-Transformation. In: *Acta Metallurgica Slovaca* 14 (2008), Nr. 2, S. 224–232
- [46] SAHAI, Y. ; GUTHRIE, R. I. L.: Hydrodynamics of Gas Stirred Melts: Part I. Gas/liquid Coupling. In: *Metallurgical Transactions B* 13 (1982), S. 193–202. <http://dx.doi.org/10.1007/BF02664576>. – DOI 10.1007/BF02664576. – ISSN 1543–1916
- [47] VALENTIN, P. ; BRUCH, C. ; GAULE, J.: Emulsification of Top Slags during Argon Stirring through a Porous Plug in the Ladle of Si Deoxidised Carbon Steels. In: *Steel Research Int.* 80 (2009), Nr. 10, S. 746–752. <http://dx.doi.org/10.2374/SRI09SP056>. – DOI 10.2374/SRI09SP056
- [48] ZHIVCHENKO, V. S. ; FROLOVA, S. A.: Simulation of Turbulent Fluxes in a Ladle with Gas Injection. In: *Steel in Translation* 40 (2010), Nr. 12, S. 1085–1088. <http://dx.doi.org/10.3103/S0967091210120144>. – DOI 10.3103/S0967091210120144. – ISSN 0967–0912
- [49] BAI, H. ; THOMAS, B. G.: Turbulent Flow of Liquid Steel and Argon Bubbles in Slide-Gate Tundish Nozzles: Part I. Model Development and Validation. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 32b (2001), S. 253–267
- [50] BAI, H. ; THOMAS, B. G.: Turbulent Flow of Liquid Steel and Argon Bubbles in Slide-Gate Tundish Nozzles: Part II. Effect of Operation Conditions and Nozzle Design. In: *Metall* 32b (2001), S. 269–284
- [51] BERGMAN, L.: *Measurement Prediction and Control of Steel Flows in the Casting Nozzle and Mould*, Lulea University of Technology, Diplomarbeit, 2006
- [52] THOMAS, B. G. ; DENNISOV, A. ; BAI, H.: Behavior of Argon Bubbles during Continuous Casting of Steel. In: *80th Steelmaking Conference, Chicago*, ISS, 1997 (80th Steelmaking Conference,

- Chicago,), S. 375–384
- [53] GUTHRIE, R. I. L. ; LI, M.: In Situ Detection of Inclusions in Liquid Metals: Part II. Metallurgical Applications of LiMCA Systems. In: *Metallurgical an 32b* (2001), Nr. 6, S. 1081–1093. <http://dx.doi.org/10.1007/s11663-001-0096-5> – DOI 10.1007/s11663-001-0096-5
- [54] WATANABE, T. ; IGUCHI, M.: Water Model Experiments on the Effect of an Argon Bubble on the Meniscus Near the Immersion Nozzle. In: *ISIJ International* 49 (2009), Nr. 2, S. 182–188
- [55] ZHANG, L. ; TANIGUCHI, S. ; CAI, K.: Fluid Flow and Inclusion Removal in Continuous Casting Tundish. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 31b (2000), S. 253–266
- [56] WONDRAK, T. ; GALINDO, V. ; GERBETH, G. ; GUNDRUM, T. ; STEFANI, F. ; TIMMEL, K.: Contactless Inductive Flow Tomography for a Model of Continuous Steel Casting. In: *Meas. Sci. Technol.* 21 (2010), S. 1–10. <http://dx.doi.org/10.1088/0957-0233/21/4/045402> – DOI 10.1088/0957-0233/21/4/045402
- [57] JIANG, J. ; LI, J. S. ; WU, H. J. ; YANG, S. F. ; LI, T. ; TANG, H. Y.: Water modeling of Molten Steel Flow in a Multi-strand Tundish with Gas Blowing. In: *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials* 17 (2010), Nr. 2, S. 143–148. <http://dx.doi.org/10.1007/s12613-010-0204-0> – DOI 10.1007/s12613-010-0204-0
- [58] KROBATH, M. ; KAUFMANN, B. ; LECHNER, M. ; ERNST, G. ; FORSTNER, K. ; JAVUREK, M. ; PIRKER, S.: Optimierung von metallurgischen Prozessen mit Hilfe von Simulationen. In: *Berg- und Hüttenmännische Monatshefte* 153 (2008), Nr. 5, S. 162–168. – ISSN 1613–7531
- [59] YU, H. L. ; KHAJAVI, L. T. ; BARATI, M.: Nonintrusive Monitoring and Control of Metallurgical Processes by Acoustic Measurements. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 42b (2011), S. 516–521. <http://dx.doi.org/10.1007/s11663-011-9496-3> – DOI 10.1007/s11663-011-9496-3
- [60] JANKE, D. ; RAIBER, K.: *Grundlegende Untersuchungen zur Optimierung der Filtration von Stahlschmelzen*. Amt für amtliche Veröffentlichungen der Europäischen Gemeinschaften, 1996 (Bericht EUR). – ISBN 9789282764589
- [61] MICHALEK, K. ; MORÁVKA, J. ; GRYC, K.: Mathematical Identification of Homogenisation Processes in Argon Stirred Ladle. In: *Metalurgija* 48 (2009), Nr. 4, S. 219–222. – ISSN 0543–5846
- [62] IGUCHI, M. ; KAWABATA, H. ; NAKAJIMA, K. ; NAKAJIMA, Z. I.: Measurement of Bubble Characteristics in a Molten Iron Bath at 1600 °C using an Electroresistivity Probe. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 26b (1995), S. 67–74
- [63] TERZIJA, N. ; YIN, W. ; GERBETH, G. ; STEFANI, F. ; TIMMEL, K. ; WONDRAK, T. ; PEYTON, A. J.: Use of Electromagnetic Induction Tomography for Monitoring Liquid Metal/Gas Flow Regimes on a Model of an Industrial Steel Caster. In: *Meas. Sci. Technol* 22 (2011), S. 1–8. <http://dx.doi.org/10.1088/0957-0233/22/1/015501> – DOI 10.1088/0957-0233/22/1/015501
- [64] BINNS, R. ; LYONS, A. R. A. ; PEYTON, A. J. ; PRITCHARD, W. D. N.: Imaging molten steel flow profiles. In: *Meas. Sci. Technol.* 12 (2001), S. 1132–1138
- [65] MA, X. ; PEYTON, A. J. ; BINNS, R. ; HIGSON, S. R.: Electromagnetic Techniques for Imaging the

- Cross-Section Distribution of Molten Steel Flow in the Continuous Casting Nozzle. In: *IEEE Sensors Journal* 5 (2005), Nr. 2, S. 224–232. <http://dx.doi.org/10.1109/JSEN.2004.842443>. – DOI 10.1109/JSEN.2004.842443
- [66] JAKUBASCHKE, O.: *Grundlagen der Pneumatik*. Krausskopf, 1978 (Buchreihe Ölhydraulik und Pneumatik). – ISBN 9783783001358
- [67] KÜMMEL, W.: *Technische Strömungsmechanik: Theorie und Praxis, mit zahlreichen Tabellen*. Teubner, 2001. – ISBN 9783519004035
- [68] PRANDTL, L. ; BÖHLE, M. ; OERTEL, H.: *Prandtl - Führer durch die Strömungslehre: Grundlagen und Phänomene*. Vieweg + Teubner, 2008 (Praxis : Strömungsmechanik). – ISBN 9783834804303
- [69] SUREK, D. ; STEMPIN, S.: *Angewandte Strömungsmechanik: für Praxis und Studium*. Vieweg+Teubner Verlag, 2007 (Lehrbuch Maschinenbau). – ISBN 9783835101180
- [70] LIPS, W.: *Strömungsaustik in Theorie und Praxis: Anleitungen zur lärmarmen Projektierung von Maschinen und Anlagen; mit 75 Tabellen*. Expert-Verlag GmbH, 1997 (Kontakt & Studium). – ISBN 9783816915720
- [71] LERCH, R. ; SESSLER, G.M. ; WOLF, D.: *Technische Akustik: Grundlagen und Anwendungen*. Springer, 2009. – ISBN 9783540498339
- [72] FASOLD, W. ; KRAAK, W. ; SCHIRMER, W.: *Taschenbuch Akustik*. Bd. 1 und 2. Berlin : VEB Verlag Technik, 1984
- [73] GERHARDY, C.: *Ultraschallerzeugende Mikrostrukturen für batterielose Fernbedienungen*, Fakultät für Maschinenwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Dissertation, 2009
- [74] TRENDELENBURG, F. ; HEIDELBERG, Springer-Verlag GmbH B. (Hrsg.): *Klänge und Geräusche*. Springer Berlin Heidelberg, 1935. – ISBN 978-3-642-90474-5
- [75] STROUHAL, V.: Ueber eine besondere Art der Tonerregung. In: *Annalen der Physik und Chemie. Neue Folge* Band V (1878), S. 216–251
- [76] TEUFEL, M.: Durchflussmessen mit Ultraschall in Kanälen und Rohrleitungen. In: *Wasserbaukolloquium 2006 Strömungssimulation im Wasserbau - Flow Simulation in Hydraulic Engineering* 32 (2006), S. 381–389. – ISBN 3860053760
- [77] HOEFELE, E. O. ; BRIMACOMBE, J. K.: Flow Regimes in Submerged Gas Injection. In: *Metallurgical Transactions B* 10b (1979), S. 631–648. – ISSN 0360-2141/79/1211-0631\$00.75/0
- [78] AI, X. G. ; BAO, Y. P. ; JIANG, W. ; LIU, J. H. ; LI, P. H. ; LI, T. G.: Periodic Flow Characteristics during RH Vacuum Circulation Refining. In: *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials* 17 (2010), Nr. 1, S. 17–21. <http://dx.doi.org/10.1007/s12613-010-0103-4>. – DOI 10.1007/s12613-010-0103-4
- [79] CWUDZINSKI, A.: Numerical Simulation of Liquid Steel Flow in Wedge-type One-strand Slab Tundish with a Subflux Turbulence Controller and an Argon Injection System. In: *steel research international* 81 (2010), Nr. 2, S. 123–131. <http://dx.doi.org/10.1002/srin.200900060>. – DOI 10.1002/srin.200900060

- [80] EVESTEDT, M. ; MEDVEDEV, A.: Model-based Slopping Warning in the LD Steel Converter Process. In: *Journal of Process Control* 19 (2009), Nr. 6, S. 1000 – 1010. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jprocont.2009.01.002>. – DOI 10.1016/j.jprocont.2009.01.002. – ISSN 0959–1524
- [81] STEPHEN, F. M.: *Improvement of the Desulphurisation Process by Slag Composition Control in the Ladle Furnace*, Luleå University of Technology, Master Thesis in Minerals and Metallurgical Engineering, Department of Chemical Engineering and Geosciences, Division of Process Metallurgy, Diplomarbeit, 2009
- [82] KABAKOV, Z. K. ; KABAKOV, P. Z. ; KUZNETSOV, L. V.: Vacuum Treatment of Steel in Ladle. In: *Steel in Translation* 37 (2007), Nr. 3, S. 202–204. <http://dx.doi.org/10.3103/S0967091207030060>. – DOI 10.3103/S0967091207030060
- [83] BARRON, M. A. ; AGUILAR, R. ; GONZÁLEZ, J.: Stabilization of the Molten Steel Level in the Mold of a Continuous Casting Machine by Means of Vacuum. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* 36 (2000), 5-6, Nr. 3, S. 861–864
- [84] ZIEREP, J.: *Ähnlichkeitsgesetze und Modellregeln der Strömungslehre*. Karlsruhe : Braun, 1990. – ISBN 3765020419; 9783765020414
- [85] MARTENS, H.: Mechanische Verfahren zur Auf trennung von Werkstoffverbindungen und zur Sortierung von Feststoffen. Version:2011. http://dx.doi.org/10.1007/978-3-8274-2641-3_3. In: *Recyclingtechnik*. Spektrum Akademischer Verlag, 2011. – DOI 10.1007/978-3-8274-2641-3_3. – ISBN 978-3-8274-2640-6, S. 15–35
- [86] SINGH, R. K. ; KESHARI, K. K. ; DEVI, S. ; MUKHOPADHAYAY, S. ; PRATIHAR, T. K. ; RAY, A. K.: Improvement in LF Process through Optimization of Dual Porous Plugs Location in Gas Stirred Ladles. In: *Materials and Manufacturing Processes* 25 (2010), S. 92–98. <http://dx.doi.org/10.1080/10426910903206618>. – DOI 10.1080/10426910903206618. – ISSN 1042–6914
- [87] LIU, H. ; QI, Z. ; XU, M.: Numerical Simulation of Fluid Flow and Interfacial Behavior in Three-phase Argon-Stirred Ladles with One Plug and Dual Plugs. In: *Steel Research Int.* 82 (2011), Nr. 4, S. 440–458. <http://dx.doi.org/10.1002/srin.201000164>. – DOI 10.1002/srin.201000164
- [88] LI, B. ; YIN, H. ; ZHOU, C. Q. ; TSUKIHASHI, F.: Modeling of Three-phase Flows and Behavior of Slag/Steel Interface in an Argon Gas Stirred Ladle. In: *ISIJ International* 48 (2008), Nr. 12, S. 1704–1711
- [89] SÖRLIN, J.: *Optimization of Argon Blowing during Vacuum Tank Degassing to Increase Toughness in Steel Wear Plate*, Luleå University of Technology, Department of Engineering Sciences and Mathematics, Diplomarbeit, 2010
- [90] *Proceedings 5th European Oxygen Steelmaking Conference : 26 - 28 June 2006, Aachen, Germany*. Düsseldorf : Verlag Stahleisen, 2006 . – XIII, 598 S S.
- [91] SAKULIN, V. Y. ; MIGAL, V. P. ; IVANOV, V. N. ; SKURIKHIN, V. V. ; SITNIKOV, A. Y.: Facilities for the Refining of Metals: Design and Performance. In: *Refractories and Industrial Ceramics* 44 (2003), Nr. 3, S. 127–130. <http://dx.doi.org/10.1023/A:1026387814391>. – DOI 10.1023/A:1026387814391. – ISSN 1083–4877

- [92] MAJCENOVIC, C. ; MARANITSCH, A. ; TOMAS, M. ; GELBMANN, G. ; McFARLANE, C. ; KUTTNER, U.: RHI Bulletin 1/2014 Steel Edition / RHI AG. 2014. – Forschungsbericht
- [93] BISIO, G. ; RUBATTO, G.: Process Improvements in Iron and Steel Industry by Analysis of Heat and Mass Transfer. In: *Energy Conversion and Management* 43 (2002), S. 205–220
- [94] ZHANG, L. ; AOKI, J. ; THOMAS, B. G.: Inclusion Removal by Bubble Flotation in a Continuous Casting Mold. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 37b (2006), S. 361–379
- [95] GAUDLITZ, D.: *Numerische Untersuchung des Aufstiegsverhaltens von Gasblasen in Flüssigkeiten*, Technische Universität München, Lehrstuhl für Aerodynamik, Dissertation, 2008
- [96] GNOTKE, O.: *Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Bestimmung von veränderlichen Blasengrößen und Blasengrößenverteilungen in turbulenten Gas-Flüssigkeits-Strömungen*, TU Darmstadt, Diss., 2004
- [97] YANG, Z. ; XIONG, Z. ; SHAO, M.: A new Method of Leak Location for the Natural Gas Pipeline based on Wavelet Analysis. In: *Energy* 35 (2010), Nr. 9, S. 3814–3820. <http://dx.doi.org/10.1016/j.energy.2010.05.034>. – DOI 10.1016/j.energy.2010.05.034. – ISSN 0360–5442
- [98] SOUZA, A. L. ; CRUZ, S. L. ; PEREIRA, J. F. R.: Leak Detection in Pipelines Through Spectral Analysis of Pressure Signals. In: *Brazilian Journal of Chemical Engineering* 17 (2000), 12, S. 557 – 564. <http://dx.doi.org/10.1590/S0104-66322000000400020>. – DOI 10.1590/S0104-66322000000400020. – ISSN 0104–6632
- [99] SANTOS, R. B. ; DE ALMEIDA, W. S. ; DA SILVA, F. V. ; DA CRUZ, S. L. ; FILETI, A. M. F.: Spectral Analysis for Detection of Leaks in Pipes Carrying Compressed Air. In: *Chemical Engineering Transactions* 32 (2013), S. 1363–1368. <http://dx.doi.org/10.3303/CET1332228>. – DOI 10.3303/CET1332228. – ISBN 978–88–95608–23–5
- [100] GENG, D. ; LEI, H. ; HE, J.: Optimization of Mixing Time in a Ladle with Dual Plugs. In: *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials* 17 (2010), Nr. 6, S. 709–714
- [101] DAVIDSON, L. ; AMICK, E. H.: Formation of Gas Bubbles at Horizontal Orifices. In: *AIChE Journal* 2 (1956), Nr. 3, S. 337–342. <http://dx.doi.org/10.1002/aic.690020309>. – DOI 10.1002/aic.690020309. – ISSN 1547–5905
- [102] KOR, G. J. W. ; GLAWS, P. C. ; FRUEHAN, R. J. (Hrsg.): *The Making, Shaping, and Treating of Steel, 11th Edition, Steelmaking and Refining*. AIST, 1998. – ISBN 978–0–930767–02–0
- [103] *Slag Entrainment Behavior in the Vacuum Chamber of RH Degasser*. 2012
- [104] BURTY, M. ; PUSSÉ, C. ; SHENG, D. Y. ; DANNERT, C. ; KÖCHNER, H. ; SANCHO, L. F. ; DÍAZ, J. ; VALENTIN, P. ; BRUCH, C. ; ARTEAGA, A.: *Development of Advanced Methods for the Control of Ladle Stirring Process*. European Commission, 2007
- [105] BAEHR, H. D. ; KABELAC, S.: *Thermodynamik*. Springer Berlin Heidelberg, 2012 (Springer-Lehrbuch). – ISBN 9783642241611
- [106] KOCHAR, R. ; SINGHAL, A.: Signal-to-Noise Ratio Approximation for Speech Enhancement. In: *International Journal of Engineering Science and Technology* 7 (2015), Nr. 8, S. 263–266. ISBN 0975–5462

- [107] LIFFERS, A.: *Konzepte zur Erhöhung des Signal-Rausch-Verhältnisses für die hochauflösende Magnetresonanztomographie mit kleinen Empfangsspulen*, Bochum, Univ., Diss., 2002
- [108] XUE, Z. ; CHARONKO, J. J. ; VLACHOS, P. P.: Particle Image Velocimetry Correlation Signal-to-noise Ratio Metrics and Measurement Uncertainty Quantification. In: *Measurement Science and Technology* 25 (2014), Nr. 11, S. 115301
- [109] HARTUNG, J. ; ELEPELT, B. ; KLÖSENER, K. H.: *Statistik: Lehr- und Handbuch der angewandten Statistik ; [mit zahlreichen durchgerechneten Beispielen]*. München : Oldenbourg, 2009. – ISBN 9783486590289; 3486590286
- [110] SAFFMAN, P. G.: On the Rise of Small Air Bubbles in Water. In: *Journal of Fluid Mechanics* 1 (1956), Nr. 3, S. 249–275. ISBN 0022–1120
- [111] YU, S.: *Numerical Modeling of Dehydrogenation and Denitrogenation in Industrial Vacuum Tank Degassers*. Aalto University, School of Chemical Technology, Department of Materials Science and Engineering, Metallurgy, 2014
- [112] KG, Christian Bürkert GmbH & C.: *Datenblatt Drucktransmitter Bürkert 8323*, 07 2009
- [113] DENMARK, Brüel&Kjaer Sound & Vibration Measurement A/S DK-2850 N.: *Datenblatt Beschleunigungsaufnehmer 8234*, 2016
- [114] BRUCE, S. ; CHEETHAM, V.: Recent Developments and Experiences in Modular Dry Mechanical Vacuum Pumping Systems for Secondary Steel Processing. In: *Archives of Metallurgy and Materials* 53 (2008), Nr. 2, S. 535–540
- [115] PARTHIER, R.: *Messtechnik: Grundlagen und Anwendungen der elektrischen Messtechnik für alle technischen Fachrichtungen und Wirtschaftsingenieure*. Wiesbaden : Vieweg, 2008. – ISBN 3834803367; 9783834803368
- [116] LOBANOV, S. P. ; OVSYANNIKOV, V. G. ; VORONOV, G. A. ; SARYCHEV, A. V.: Bottom Blowing Tuyeres for 175-Ton Steel Ladles in Service at an Open-Hearth Furnace Shop (MISW JSC). In: *Refractories and Industrial Ceramics* 46 (2005), Nr. 2, S. 85–86. <http://dx.doi.org/10.1007/s11148-005-0056-8>. – ISSN 1573–9139
- [117] THOMAS, B. G. ; BAI, H.: Tundish Nozzle Clogging - Application of Computational Models. In: IRON (Hrsg.) ; SOCIETY, Steel (Hrsg.): *18rd Process Technology Division Conference Proceedings*, Bd. 18. Baltimore, MD, 3 2001, S. 895–912
- [118] PEASLEE, K. D. ; RICHARDS, Von L. ; ROBERTSON, D. G. C. ; SMITH, J. D.: Development of a Process to Continuously Melt, Refine, and Cast High Quality Steel / University of Missouri - Rolla Department of Materials Science & Engineering 218 McNutt Hall, 1870 Miner Circle Rolla, MO 65409-0340. 2006. – Forschungsbericht
- [119] SUNDBERG, Y.: Mechanical Stirring Power in Molten Metal Ladles Obtained by Induction Stirring and Gas Blowing. In: *Scand. J. Metallurgy* 7 (1978), S. 81–87
- [120] DILNER, D. ; LU, Q. ; MAO, H. ; XU, W. ; VAN DER ZWAAG, S. ; SELLEBY, M.: Process-time Optimization of Vacuum Degassing Using a Genetic Alloy Design Approach. In: *Materials* 7 (2014), Nr. 12, S. 7997–8011. <http://dx.doi.org/10.3390/ma7127997>. – DOI 10.3390/ma7127997. –

ISSN 1996–1944

- [121] SHEN, J. ; Z., Y. ; HAN, G.: Design on Optimization of Argon Bottom Blowing of Molten Steel ladle. In: *Procedia Engineering* 16 (2011), S. 284–290
- [122] WEBBER, D. S.: *Alloy Dissolution in Argon Stirred Steel*, Missouri University of Science and Technology, Diss., 2011
- [123] KÖHLE, S. ; KLEIMT, B.: *Entwicklung eines Modells für den Vacuum Circulating Process*. Generaldirektion Forschung und Innovation, Europäische Kommission, 1997. – ISBN 92-828-1004-6
- [124] BANNENBERG, N. ; BERGMANN, B. ; GAYE, H.: Combined Decrease of Sulphur, Nitrogen, Hydrogen and Total Oxygen in only one Secondary Steelmaking Operation. In: *Steel Research* 63 (1992), S. 431–437
- [125] KLEIMT, B. ; KÖHLE, S. ; JOHANN, K. P. ; JUNGREITHMEIER, A. ; MOLINERO, J.: Dynamic Process Model for Denitrogenation and Dehydrogenation by Vacuum Degassing. In: *Scandinavian Journal of Metallurgy* 29 (2000), Nr. 5, S. 194–205. <http://dx.doi.org/10.1034/j.1600-0692.2000.d01-23.x>. – DOI 10.1034/j.1600-0692.2000.d01-23.x. – ISSN 1600-0692
- [126] KÖHLE, S. ; KLEIMT, B.: Ein betriebsnahes Modell für die Entgasung von Stahlschmelzen. In: *Stahl und Eisen* 116 (1996), Nr. 5, S. 81–87
- [127] FRUEHAN, R. J. ; MISRA, S.: AISI/DOE Technology Roadmap Program Hydrogen and Nitrogen Control in Ladle and Casting Operations / Carnegie Mellon University Pittsburgh, PA. 2005. – Forschungsbericht
- [128] LANGE, K. W. ; RENTIZELAS, G.: *Experimentelle Untersuchung der Spülentgasung von Stahlschmelzen mit Argon bei unterschiedlichen Legierungsgehalten und Gesamtdrücken*. Bd. 2717. Opladen : Westdt. Verl, 1978. – ISBN 3531027174; 9783531027173
- [129] LACHMUND, H. ; SCHWINN, V. ; JUNGBLUT, H. A.: Heavy Plate Production: Demand on Hydrogen Control. In: *Ironmaking & Steelmaking* 27 (2000), Nr. 5, S. 381–386. <http://dx.doi.org/10.1179/030192300677697>. – DOI 10.1179/030192300677697
- [130] SCHATT, W.: *Werkstoffwissenschaft*. 9., [überarb.] Aufl. Weinheim : Wiley-VCH, 2003. – ISBN 9783527305353; 3527305351
- [131] HEUMANN, T.: *Diffusion in Metallen Grundlagen, Theorie, Vorgänge in Reinmetallen und Legierungen*. Springer Berlin Heidelberg, 1992
- [132] YU, S. ; LOUHENKILPI, S.: Numerical Simulation of Dehydrogenation of Liquid Steel in the Vacuum Tank Degasser. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 44 (2013), Nr. 2, S. 459–468
- [133] NAHRSTEDT, H.: *Die Monte-Carlo-Methode: Beispiele unter Excel VBA*. 1. Aufl. 2015. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015. – ISBN 9783658101497
- [134] KOEBE, M.: *Numerische Simulation aufsteigender Blasen mit und ohne Stoffaustausch mittels der Volume of Fluid (VOF) Methode*, Fakultät für Maschinenbau der Universität Paderborn, Diss., 2004
- [135] MIKI, Y. ; THOMAS, B. G.: Modeling of Inclusion Removal in a Tundish. In: *Metallurgical and Materials Transactions B* 30b (1999), S. 639–654
- [136] KOVAC, P. ; KIJAC, J. ; MAREK, P. ; KALMAR, P. ; MICHALEK, K.: Steel Cleanliness Improvement

- through Tundish Configuration Optimizing. In: *Metallurgija* 42 (2003), Nr. 4, S. 249–255. – ISSN 0543–5846
- [137] WETTERDIENST, Deutscher: *Climate Data Center*. <http://www.dwd.de/DE/leistungen/cdcftp/cdcftp.html>. Version: Januar 2017
<http://www.dwd.de/DE/leistungen/cdcftp/cdcftp.html>.
- [138] ZUEV, M. V. ; LISIENKO, V. G. ; BURMASOV, S. P. ; KASHCHEEV, I. D. ; GRISHPUN, E. M. ; ZASUKHIN, A. L. ; ZELENIN, V. A. ; PETUKHOV, V. I.: Acoustic and Pulsating Methods and Devices in Steel Production. In: *Refractories and Industrial Ceramics* 51 (2010), Nr. 4, S. 228–232. <http://dx.doi.org/10.1007/s11148-010-9296-3>. – DOI 10.1007/s11148-010-9296-3. – ISSN 1573–9139

Lebenslauf

Name Andreas Fischer

Geburtstag 05.06.1981

Geburtsort Apolda

09/1988–01/1990 Grundschule Wilhelm – Piek Apolda

01/1990–09/1992 Grundschule Mattstedt

10/1992–09/1996 Gymnasium Bergschule Apolda

10/1996–07/2000 Spezialschulteil mathematisch – naturwissenschaftlicher Richtung am Albert – Schweitzer – Gymnasium Erfurt
Abschluss: Abitur

10/2001–03/2004 Studium des Maschinenbaus an der Technischen Universität Ilmenau

04/2004–09/2010 Studium der Werkstoffwissenschaften an der Technischen Universität Ilmenau
Abschluss: Diplom-Ingenieur

02/2011–12/2011 Systemingenieur Werkstofftechnik/Korrosion bei der Siemens AG

02/2012–12/2015 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Automatisierungstechnik an der Helmut – Schmidt – Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg

Online-Buchshop für Ingenieure

■■■ VDI nachrichten

Online-Shops



Fachliteratur und mehr - jetzt bequem online recherchieren & bestellen unter: www.vdi-nachrichten.com/
Der-Shop-im-Ueberblick



**Täglich aktualisiert:
Neuerscheinungen
VDI-Schriftenreihen**



BUCHSHOP

Im Buchshop von vdi-nachrichten.com finden Ingenieure und Techniker ein speziell auf sie zugeschnittenes, umfassendes Literaturangebot.

Mit der komfortablen Schnellsuche werden Sie in den VDI-Schriftenreihen und im Verzeichnis lieferbarer Bücher unter 1.000.000 Titeln garantiert fündig.

Im Buchshop stehen für Sie bereit:

VDI-Berichte und die Reihe **Kunststofftechnik**:

Berichte nationaler und internationaler technischer Fachtagungen der VDI-Fachgliederungen

Fortschritt-Berichte VDI:

Dissertationen, Habilitationen und Forschungsberichte aus sämtlichen ingenieurwissenschaftlichen Fachrichtungen

Newsletter „Neuerscheinungen“:

Kostenfreie Infos zu aktuellen Titeln der VDI-Schriftenreihen bequem per E-Mail

Autoren-Service:

Umfassende Betreuung bei der Veröffentlichung Ihrer Arbeit in der Reihe Fortschritt-Berichte VDI

Buch- und Medien-Service:

Beschaffung aller am Markt verfügbaren Zeitschriften, Zeitungen, Fortsetzungsreihen, Handbücher, Technische Regelwerke, elektronische Medien und vieles mehr – einzeln oder im Abo und mit weltweitem Lieferservice

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 978-3-18-526008-7