

Reihe 8

Mess-,
Steuerungs- und
Regelungstechnik

Nr. 1259

Dipl.-Ing. Matthias Andersson,
Erlangen

Temperaturgestützte Regelung der Eisenschwammförderung in den Lichtbogenöfen



Professur für Automatisierungstechnik
Professur für Prozessdatenverarbeitung
und Systemanalyse
Institut für Automatisierungstechnik der
Helmut-Schmidt-Universität /
Universität der Bundeswehr Hamburg

Temperaturgestützte Regelung der Eisenschwammförderung in den Lichtbogenöfen

Von der Fakultät für Maschinenbau
der Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg
zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs
genehmigte

DISSERTATION
vorgelegt von

Dipl.-Ing. Matthias Andersson

aus Erlangen

Hamburg 2017

Tag der mündlichen Prüfung: 10.04.2017

Hauptreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. K. Krüger

Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg

Fakultät für Maschinenbau

Professur für Prozessdatenverarbeitung und Systemanalyse

Korreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Pfeifer,

Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen

Fakultät für Maschinenwesen

Fachgruppe für Materialwissenschaft und Werkstofftechnik

Lehrstuhl für Hochtemperaturtechnik und Institut für Industrieofenbau
und Wärmetechnik

Fortschritt-Berichte VDI

Reihe 8

Mess-, Steuerungs-
und Regelungstechnik

Dipl.-Ing. Matthias Andersson,
Erlangen

Nr. 1259

Temperaturgestützte
Regelung der
Eisenschwammförderung
in den Lichtbogenofen


Professur für Automatisierungstechnik
Professur für Prozessdatenverarbeitung
und Systemanalyse
Institut für Automatisierungstechnik der
Helmut-Schmidt-Universität/
Universität der Bundeswehr Hamburg

Andersson, Matthias

Temperaturgestützte Regelung der Eisenschwammförderung in den Lichtbogenöfen

Fortschr.-Ber. VDI Reihe 08 Nr. 1259. Düsseldorf: VDI Verlag 2018.

148 Seiten, 71 Bilder, 22 Tabellen.

ISBN 978-3-18-525908-1, ISSN 0178-9546,

€ 57,00/VDI-Mitgliederpreis € 51,30.

Für die Dokumentation: Stahlherstellung – direktreduziertes Eisen – Eisenschwamm – Lichtbogenöfen – Energieeffizienz – Akustik – Temperaturmodell – temperaturgestützte Regelung – Eisenschwammförderung – Prozessoptimierung

Diese Arbeit stellt eine innovative Regelung der kontinuierlichen Eisenschwammförderung in den Lichtbogenöfen der ArcelorMittal Hamburg GmbH vor. Diese Regelung ermöglicht eine Prozessoptimierung durch das gezielte Einstellen der Stahlbadtemperatur. Insbesondere während der Flachbadphase stellt die Temperatur als essentielle Größe gute Prozessbedingungen sicher. Zugleich bewirkt die Regelstrategie beim anschließenden Warmfahren, dass die Zielgrößen des Abstichs mit hoher Genauigkeit erreicht werden. Grundlage hierfür bilden ein Modell zur kontinuierlichen Prognose der Stahlbadtemperatur sowie ein Modell zur Optimierung der Chargierzeitpunkte der zweiten Schrottörbe und des Beginns der Eisenschwammförderung. Die temperaturgestützte Regelung der kontinuierlichen Eisenschwammförderung steigert die Energieeffizienz sowie die Produktivität des Herstellungsprozesses im Lichtbogenofen.

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 978-3-18-525908-1

Geleitwort

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 Automatisierung komplexer Produktionsprozesse bearbeitet. Die reale Umsetzung im Rahmen technischer Prozesse, insbesondere industrieller Produktionsprozesse, ist das Ziel des ingenieurwissenschaftlichen Wirkens und zugleich Gradmesser für seinen Erfolg.

Der Elektro-Lichtbogenofen ist seit vielen Jahren Gegenstand der wissenschaftlichen Arbeit an der Professur für Prozessdatenverarbeitung und Systemanalyse. Mit Hilfe mathematischer Modellbildung gelingt es Schritt für Schritt, den Zustand des Schmelzprozesses in Echtzeit quantitativ zu erfassen. Darauf aufbauend wird die umfassende Automatisierung/Regelung des Prozesses vorangetrieben.

Herr Dr. Andersson hat sich in seiner Dissertation mit der Regelung der Fördermenge von direktreduziertem Eisen in den Lichtbogenofen auseinandergesetzt. Novum ist das Regelziel, die energetisch optimale Schmelzbadtemperatur einzuhalten. Folglich hatte er zunächst einen Zustandsschätzer für die nicht kontinuierlich messbare Badtemperatur zu entwickeln. Sowohl der sehr präzise Zustandsschätzer als auch die Regelung haben sich erfolgreich im Industrieinsatz bewiesen. Die Arbeit stellt damit einen weiteren Schritt zur Steigerung der Energieeffizienz des Lichtbogenofens dar.

Die Herausgeber danken dem VDI-Verlag für die Möglichkeit einer breiten Veröffentlichung dieser Ergebnisse.

Prof. Dr.-Ing. Klaus Krüger

Prof. Dr.-Ing. Alexander Fay

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Automatisierungstechnik der Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Krüger gilt mein besonderer Dank für seine permanente Unterstützung sowie zur Anregung der Thematik dieser Arbeit. Mit seinem besonderen Interesse an und seiner umfassenden Fachkenntnis in den Bereichen der Stahlindustrie, der Energietechnik sowie der Regelungstechnik trug er in vielen Diskussionen wesentlich zum Erfolg des Forschungsprojektes bei.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Herbert Pfeifer danke ich für das erwiesene Interesse an dieser Arbeit und die freundliche Übernahme des Korreferats.

Beim Leiter des Stahlwerkes der ArcelorMittal Hamburg GmbH Herrn Dipl.-Ing. Ansgar Jüchter sowie dem ehemaligen Leiter Herrn Dr.-Ing. Uwe Braun bedanke ich mich für die erfolgreiche Zusammenarbeit sowie das entgegengebrachte Vertrauen die wissenschaftlichen Kenntnisse im Betrieb zu erproben. Weiterhin danke ich Herrn Dr.-Ing. Sebastian Gellert sowie allen weiteren Mitarbeitern, die mich durch Ihre Zusammenarbeit und Ihre Ideen unterstützt haben.

Meinen Kollegen am Institut für Automatisierungstechnik danke ich für die fachlichen Impulse und Diskussionen. Ausdrücklich möchte ich Danny Lehmann, Andreas Fischer, Andreas Rathjen und Vico Haverkamp für das Lektorat meiner Arbeit danken.

Es sei auch den Studentinnen und Studenten, die ich im Rahmen ihrer Abschlussarbeiten und meiner Lehrtätigkeit an der Universität betreut habe, besonders Thorsten Naderhoff, gedankt. Darüber hinaus danke ich der Eishockey AG in welcher ich als wissenschaftlicher Mitarbeiter stets den Ausgleich zur geistigen Tätigkeit fand.

Zum Schluss möchte ich ganz besonders meinen Eltern, meiner gesamten Familie, meiner Lebensgefährtin Christina Figur sowie meinen Freundinnen Christina Perez und Diana Schneider herzlich für deren Unterstützung danken.

Matthias Andersson

*Möge der geneigte Zuschauer meine Leistung
mit derselben Liebe zur Sache aufnehmen,
aus der sie hervorgegangen ist!*

*Georg Simon Ohm, 1827
- die galvanische Kette -*

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung.....	1
2 Direktreduziertes Eisen in der Stahlerzeugung	5
2.1 Herstellung von direktreduziertem Eisen	7
2.2 Stahlherstellung mit direktreduziertem Eisen im Lichtbogenofen	15
2.2.1 Prozessphasen der Erzeugung von Rohstahl im Lichtbogenofen	16
2.2.2 Vor- und Nachteile des Einsatzes von Eisenschwamm.....	18
2.2.3 Stand der Technik - Leistungsbezogene DRI-Förderung	20
2.3 Herausforderungen beim Schmelzen von Eisenschwamm.....	22
2.3.1 Überhitzung der Schmelze als Folge einer zu geringen DRI-Rate	23
2.3.2 Prozessbedingungen bei Einhüllung der Lichtbögen durch Schlacke	23
2.3.3 Folgen einer zu hohen DRI-Rate (Eisberg)	23
3 Temperatur des Stahlbades	25
3.1 Bestimmung der Stahlbadtemperatur	25
3.1.1 Temperaturmessung mit Tauchsonden.....	25
3.1.2 Bisherige Modelle zur Prognose der Stahlbadtemperatur	28
3.2 Neues Temperaturmodell zur Prognose der Stahlbadtemperatur	30
3.2.1 Statistischer Ansatz.....	30
3.2.2 Bestimmung der Modellparameter	37
3.2.3 Adaption der Parameter	45
3.2.4 Wissensbasierte Korrektur der ersten Temperaturmessung	48
3.2.5 Strategie zur Anpassung an weitere Temperaturmessungen.....	51
3.2.6 Betriebsergebnisse	54
4 Charakterisierung des Prozesszustandes bei Eisenschwammförderung	56
4.1 Bewertung des Prozesses anhand der elektrischen Größen	56
4.1.1 Grundlagen des elektrischen Verhaltens von Lichtbögen	56
4.1.2 Harmonische Anteile der elektrischen Größen des Lichtbogens	58
4.1.3 Elektrische Kenngrößen zur Charakterisierung des Schmelzprozesses	61
4.2 Akustik des Lichtbogenofens	65
4.2.1 Grundlagen der Akustik.....	65
4.2.2 Schalldruck des Drehstrom-Lichtbogenofens.....	78
4.2.3 Modell zur Prognose des emittierten Gesamtschalldrucks.....	83
4.3 Ergebnisse	89

5 Regelung der Eisenschwammförderung	98
5.1 Zielsetzung	98
5.2 Eigenschaften des Systems zur Eisenschwammförderung	98
5.3 Modell zur Optimierung des Startzeitpunktes der Eisenschwammförderung ..	99
5.3.1 Ansatz	101
5.3.2 Optimierung und Potentialabschätzung	104
5.3.3 Betriebsergebnisse	106
5.4 Temperaturbasierte Regelung der Eisenschwammförderung	111
5.4.1 Regelung in der Hauptphase der Eisenschwammförderung	111
5.4.2 Regelung der Eisenschwammförderung beim Warmfahren	115
5.4.3 Betriebsergebnisse	117
6 Zusammenfassung und Ausblick	121
7 Anhang	125
8 Literaturverzeichnis	126

Abkürzungsverzeichnis

DRI	engl.: Direct Reduced Iron dt.: direkt reduziertes Eisen; auch als Eisenschwamm bezeichnet
EK	1-Korb-Chargen
HYL	Nach dem Unternehmen Hojalata y Lamina S.A. bzw. Hylsa (Mexiko) benanntes Direktreduktionsverfahren für Eisenerz
m^3 (i.N.)	Kubikmeter in Normzustand
MIDREX	Nach dem Unternehmen Midland Ross Co. (Pennsylvania, USA) benanntes Direktreduktionsverfahren für Eisenerz
SNR	engl.: Signal-to-Noise Ratio dt. Signal-Rausch-Verhältnis bzw. Signal-Rausch-Abstand
SVM	engl.: Support Vector Machine
THD	engl.: Total Harmonic Distortion dt.: gesamte harmonische Verzerrung
ZK	2-Korb-Chargen

Symbolverzeichnis

A	Parameter des Temperaturmodells
A_{ak}	Schallquelle vollständig umschließende Fläche
A_{H}	Absorbierende Oberfläche der Wände eines Raumes
B	Parameter des Temperaturmodells
b	Radius des Ofengefäßes
B_{Schlacke}	Basizität der Schlacke
C	Parameter des Temperaturmodells
c	Schallgeschwindigkeit
c_{DRI}	Spezifische Energie zum Schmelzen von Eisenschwamm
c_{P}	Spezifische Wärmekapazität
d_{e}	Elektrodendurchmesser
e_{DYN}	Dynamischer Anteil der spez. elektr. Energie des Chargierzeitpunktes
E_{el}	Elektrische Energie
e_{el}	Spezifische elektrische Energie
e_{max}	Maximale Überschwingweite
E_{O_2}	Durch Sauerstoff in Schmelze übertragene Leistung
e_{RW}	Statischer Anteil der spez. elektr. Energie des Chargierzeitpunktes
e_{SW}	Schwellwert der spez. elektr. Energie des Chargierzeitpunktes
$e_{\Delta T}$	Regeldifferenz
f	Schwingungsfrequenz der Schallquelle
f_{abs}	Absoluter Fehler
f_{sno}	Eigenfrequenzen des zylindrischen Raumes
g_{A}	Prozentualer Anteil an der durch das Temperaturmodell prognostizierten Temperaturveränderung durch den Parameter A
g_{B}	Prozentualer Anteil an der durch das Temperaturmodell prognostizierten Temperaturveränderung durch den Parameter B
g_{T}	Gewichtungsfaktor zur Übernahme von Temperaturmesswerten
h	Höhe des Ofengefäßes
I_{ak}	Schallintensität
I_{arc}	Lichtbogenstrom
J	Zylindrische Besselfunktion
k	Kreiswellenzahl
K_{DRI}	Verstärkungsfaktor der PT_1 -Filterung der Eisenschwamm-Förderrate
$K_{\text{i,unsym}}$	Symmetriemaß der Lichtbogenströme
$K_{\text{i3,9}}$	Kenngroße aus dem Teilkirrfaktor der Nullkomponente des Stromes

$K_{15,7}$	Kenngröße aus dem Teilkirrfaktor der Mit- und Gegenkomponenten des Lichtbogenstromes
K_{low}	Unterer Grenzwert der Stromkenngroße $K_{13,9}$
k_{no}	Nullstellen der Ableitung der Bessel-Funktion
K_{Null}	Teilkirrfaktor der Nullkomponente des Lichtbogenstromes
K_P	Verstärkungsfaktor der PT ₁ -Filterung der elektrischen Wirkleistung
K_p	Verstärkungsfaktor des Schalldruckmodells
K_{up}	Oberer Grenzwert der Stromkenngroße $K_{13,9}$
K_{VD}	Verstärkungsfaktor der DT ₁ -Filterung der Wärmeverluste (Deckel)
K_{VW}	Verstärkungsfaktor der DT ₁ -Filterung der Wärmeverluste (Wand)
L_{arc}	Länge des Lichtbogens
L_{Diff}	Schalldämpfung des Ofengefäßes bzw. Pegel der Schalldruckdifferenz zwischen Modellschalldruck und gemessenem Schalldruck
L_{Mod}	Modellierter Schalldruckpegel
L_P	Schalldruckpegel
m	Masse
M	Metallisierungsgrad
$m_{Abstich}$	Abstichgewicht
$m_{Al_2O_3}$	Masse an Aluminiumoxid
m_{CaO}	Masse an Calciumoxid
m_{DRI}	Masse an Eisenschwamm
$m_{DRI,Soll}$	Soll-Vorgabe der Masse an Eisenschwamm
$m_{Fe^{++}}$	Masse an Eisen(II)
$m_{Fe_{ges}}$	Masse an Eisen
$m_{Fe_{met}}$	Masse an metallischem Eisen
m_{MgO}	Masse an Magnesiumoxid
$m_{O_2, Erz}$	Masse an ursprünglich im Eisenerz vorhandenem Sauerstoff
$m_{O_2, reduziert}$	Masse an (aus Eisenerz) reduziertem Sauerstoff
$m_{Schrott}$	Masse an Stahlschrott
m_{SiO_2}	Masse an Siliziumdioxid
$m_{Warmfahren}$	Einsatzgewicht beim Beginn des Warmfahrens
n	n -te Ableitung der zylindrischen Bessel-Funktion
o	o -te Nullstelle der Ableitung der zylindrischen Bessel-Funktion
p	Schalldruck
p_0	Schalldruck an der Hörschwelle des menschlichen Gehörs für Schallereignisse mit einer Frequenz von 1 kHz
P_{ak}	Akustische Leistung
$P_{ak,K}$	Akustische Leistung einer pulsierenden Kugel
$P_{ak,S}$	Akustische Leistung einer schwingenden Saite

$P_{ak,Z}$	Akustische Leistung eines in radialer Richtung pulsierenden Zylinders
P_{DRI}	Zugeführte Leistung zum Schmelzen von Eisenschwamm
P_{el}	Zugeführte elektrische Leistung
p_j	Modellierter Schalldruck eines Lichtbogens der Phase/Elektrode j
p_{low}	Unterer Grenzwert des Schalldrucks
P_{LSeite}	Zugeführte Leistung über Seitenlanze
$P_{LTür}$	Zugeführte Leistung über Türlanze
p_{Mod}	Modellschalldruck
p_{Mod2}	Modellschalldruck (Optimierung: mittlere quadratische Abweichung)
p_{up}	Oberer Grenzwert des Schalldrucks
$P_{VDeckel}$	Wärmeverluste über Deckelelemente
P_{VDiv}	Diverse Leistungsverluste
P_{Wwand}	Wärmeverluste über Wandelemente
P_{Wand}	Zugeführte Leistung über Wandbrenner
P_{WV}	Wärmeverlustleistung über Wand und Deckel
Q_{ch}	Zugeführte thermische Energie durch chemische Energie
Q_{DRI}	Thermische Energie zum Schmelzen von Eisenschwamm
Q_{el}	Thermische Energie durch zugeführte elektrische Energie
q_p	Exponent der Lichtbogenspannung
$Q_{Schmelze}$	Thermische Energie der Schmelze
Q_{WV}	Thermische Energie der Wärmeverluste
Q_{zu}	Der Schmelze zugeführte thermische Energie
r	Abstand zwischen Mikrofon und Schallquelle
R^2	Bestimmtheitsmaß
r_{arc}	Radius des Lichtbogens
R_{DRI}	Reduktionsgrad von Eisenschwamm
r_H	Hallradius
r_{heat}	Aufheizrate der Schmelze
R_S	Spezifische Gaskonstante
r_{soll}	Sollwert der Aufheizrate der Schmelze
s	Nullstelle in Ausbreitungsrichtung der Höhe des Zylinders
T	Temperatur
$t_{10\%}$	Ausregelzeit
T_{60}	Nachhallzeit
$T_{Abstich}$	Abstichtemperatur
T_{air}	Temperatur der Ofenatmosphäre
T_{an}	Ansteigzeit
T_{DRI}	Zeitkonstante der PT ₁ -Filterung der Eisenschwamm-Förderrate
$T_{i3,9}$	Zeitkonstante der PT ₁ -Filterung der Nullkomponente des Stromes

$T_{15,7}$	Zeitkonstante der PT ₁ -Filterung der Mit- und Gegenkomponenten des Lichtbogenstromes
T_{Messung}	Gemessene Temperatur
T_{Modell}	Durch Temperaturmodell prognostizierte Temperatur
T_P	Zeitkonstante der PT ₁ -Filterung der elektrischen Wirkleistung
T_{VD}	Zeitkonstante der DT ₁ -Filterung der Wärmeverluste (Deckelemente)
T_{VW}	Zeitkonstante der DT ₁ -Filterung der Wärmeverluste (Wandelemente)
$t_{\text{Warmfahren}}$	Dauer des Warmfahrens
T_{xe}	Bei Temperaturmessung zu erwartender Temperaturmesswert
U_{arc}	Lichtbogenspannung
v	Schallschnelle
v_{eff}	Geschwindigkeit der Oberflächenschwingung in radialer Richtung
V_H	Raumvolumen
V_{O_2}	Sauerstoffvolumen
w_{CO}	Spezifische Reaktionsenthalpie der Reaktion von Kohlenstoff und Sauerstoff zu Kohlenmonoxid
w_{CO_2}	Spezifische Reaktionsenthalpie der Reaktion von Kohlenstoff und Sauerstoff zu Kohlendioxid
$wt\%$	Gewichtsprozent
wv	An Parameter A des Temperaturmodells gekoppelter Wirkungsgrad zur Umsetzung von chemischer in Thermische Energie
X_{Korr}	Korrekturfaktor der leistungsbezogenen Eisenschwamm-Förderrate
X_L	Faktor zur Beschreibung der Seitwärtsbewegung des Lichtbogens
X_s	Prozentualer Anteil an Schrott je Einsatz einer Charge
z_p	Exponent des Lichtbogenstromes
ΔH_{CO}	Sauerstoffvolumenspezifische Reaktionsenthalpie
$\Delta T_A, \Delta T_B, \Delta T_C$	Durch Temperaturmodell prognostizierte Temperaturänderung hervorgerufen durch Parameter A, B oder C
ΔT_k	Wissensbasierter Korrekturfaktor der ersten Temperaturmessung
α	Mittlerer akustischer Absorptionsgrad
α_l	Kopplungsfaktor von Lichtbogenstrom und Fläche des Lichtbogens
α_{U0}	Kopplungsfaktor von Lichtbogenspannung und -länge
α_{U1}	Kopplungsfaktor von Lichtbogenspannung und -länge
η_{el}	Wirkungsgrad zur Umsetzung von elektrischer in thermische Energie
η_{O_2}	Wirkungsgrad zur Umsetzung von chemischer in thermische Energie
λ	Parameter bei der Korrektur des ersten Temperaturmesswertes
ρ	Schalldichte
ρ_{air}	Dichte der Ofenatmosphäre
ρ_{O_2}	Dichte von Sauerstoff

σ	Phasenwinkel
φ	Phasenwinkel
ψ	Phasenwinkel

1 Einleitung

Bei technischen Anwendungen findet Stahl in vielen Bereichen Verwendung. So sind 63 % des Stahlbedarfs in Deutschland auf die Bauindustrie, die Automobilbranche und den Maschinenbau zurückzuführen [Wir 15]. Weltweit wurden im Jahr 2014 1670 Mio. t Stahl erzeugt. Im Bereich der Werkstoffe konkurriert dieser insbesondere mit den Nichteisen-Metallen Aluminium (61,1 Mio. t), Kupfer (22,6 Mio. t) und Zink (13,5 Mio. t) und teilweise mit Kunststoffen (311 Mio. t) [Wor 15] [Wor 16] [Pla 16].

Die Vorteile der Stahlerzeugnisse liegen in der Möglichkeit, die mechanischen, elektrischen und thermischen Materialeigenschaften durch Legierungselemente gezielt einzustellen. Zudem wird Stahl durch einen niedrigen Energiebedarf für den Recycling-Prozess charakterisiert. Dieser ist für Metalle typisch und resultiert in sehr hohen Recycling-Quoten.

Seit dem Jahr 1990 stieg die weltweite Rohstahlproduktion um 63 % bis zum Jahr 2014 an (siehe **Bild 1.1**). Dies ist vor allem auf den Stahlbedarf in Asien und den enormen Anstieg der Stahlproduktion in China in den vergangenen 10 Jahren zurückzuführen, der zu Überkapazität und Kostendruck führte. Für europäische Stahlwerke sind daher die kontinuierliche Verbesserung der Produktqualität sowie die Steigerung der Energieeffizienz des Herstellungsprozesses zur Kostenreduzierung von Interesse, um die Konkurrenzfähigkeit fortlaufend zu erhalten. Nach den Rohstoffkosten fällt der zweitgrößte Anteil der Stahlherstellungskosten für Energie an.

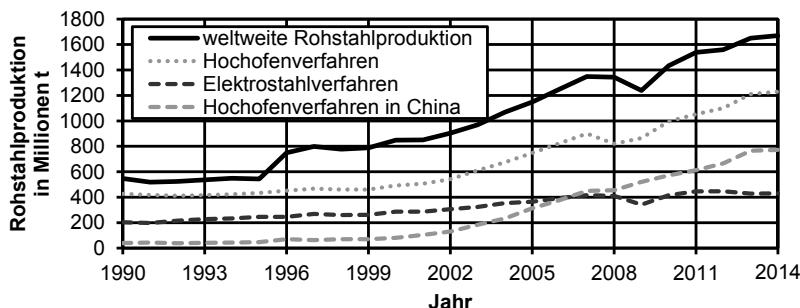


Bild 1.1: Weltweite Rohstahlproduktion [Wor 15]

Nach dem aktuellen Stand der Technik kommen in der Herstellung von Rohstahl überwiegend zwei Verfahrensrouten zum Einsatz. Zum einen ist Stahlerzeugung über Hochofen möglich, in welchen aus Eisenerz mit Kohle als Reduktionsmittel ein kohlenstoffreiches Roheisen erzeugt wird. Seit den ersten Hochofenen im 15. Jahrhundert in England [Fei 99] wurde dieses Verfahren kontinuierlich weiterentwickelt. Im Anschluss

an den Hochofen wird das Roheisen in einem Konverter durch das Einblasen von Sauerstoff zu kohlenstoffarmem Stahl weiterverarbeitet.

Zum anderen ist heutzutage das Recycling von Stahlschrott zu Rohstahl im Elektrostahlverfahren möglich. In dieser Verfahrensroute wird der Stahlschrott mittels zugeführter elektrischer und chemischer Energie in einem Lichtbogenofen geschmolzen. Die ersten erfolgreichen Schmelzversuche nach diesem Verfahren wurden im Jahr 1880 durch William Siemens durchgeführt [Sie 80].

Durch das Recycling des Stahlschrottes ist der Energiebedarf bei der Stahlherstellung im Elektrostahlverfahren geringer im Vergleich zum Hochofenverfahren [Joh 11]. Allerdings sind die erzielbaren Stahlqualitäten durch die im Sekundärrohstoff Stahlschrott vorhandenen Verunreinigungen limitiert. Es ist dennoch möglich Stahlqualitäten zu erreichen, die mit Stahlqualitäten der Stahlerzeugung in Hochöfen vergleichbar sind. Im Elektrostahlverfahren ist dies einerseits durch den Einsatz von hochreinem Schrott möglich oder andererseits durch die Verwendung von direkt reduziertem Eisen (DRI, engl. Direct Reduced Iron). DRI ist ein Rohstoff mit einem hohen Eisengehalt, welcher aus Eisenerz in einer Direktreduktionsanlage durch die Reduktion des Eisenoxids hergestellt wird. Wegen der hierdurch entstehenden porösen Struktur wird DRI auch als Eisenschwamm bezeichnet.

Seit Mitte des 19. Jahrhunderts wurden zahlreiche Konzepte für Herstellungsverfahren von DRI entwickelt [Fei 99]. Im Jahr 1872 erzielte Thomas Blair mit einem kohlebasierten Reduktionsverfahren [Bla 72] erstmals einen stabilen Prozess, der eine industriell relevante Produktivität (12 t/Woche) im Vergleich zu damaligen Hochöfen (typ. 700 t/Woche) aufwies [Fei 99]. Der Durchbruch gelang jedoch erst durch die Technologie der gasbasierten Reduktionsverfahren. Hierbei war das HYL-Verfahren das erste industrielle Verfahren im Jahr 1959 [Cel 59]. Das heute dominierende Verfahren ist der MIDREX-Prozess [Mid 15] [Beg 73] [Beg 74]. Die erste Produktionsanlage nach diesem Verfahren wurde im Jahr 1969 eröffnet [Fei 99].

Seit der Einführung der ersten gasbasierten Verfahren stieg die jährliche DRI-Produktion weltweit kontinuierlich an. Dabei kamen im Jahr 2013 in Summe 83 % des weltweit produzierten Eisenschwamms aus dem Nahen Osten, Asien oder Südamerika (siehe **Bild 1.2**). Hier sei insbesondere auf den enormen Anstieg der DRI-Produktion in der Region des Nahen Ostens seit dem Jahr 2006 hingewiesen. Bedingt ist dies durch das dort verfügbare kostengünstige Erdgas.

Betrachtet man den Anteil der Verfahrensrouten an der Weltproduktion von Rohstahl, so wurden im Jahr 2014 73,7 % des weltweit produzierten Stahls im Hochofen und Konverter sowie 25,8 % im Elektrostahlverfahren erzeugt. In Europa wird derzeit sogar 39 % des Rohstahls im Elektrostahlverfahren hergestellt. [Wor 15]

Diese Verfahrensroute wird allerdings durch die Verfügbarkeit von Schrott begrenzt, da Stahl meist über Jahrzehnte in den Anwendungen gebunden ist [Fle 13]. Dennoch ist der Anteil des Schrottes in der Rohstahlerzeugung in Deutschland seit dem Jahr 1990 von 33 % auf 44 % (Jahr 2014) angestiegen. Dabei ging der spezifische Primärenergieverbrauch bei der Herstellung von Rohstahl um 14,5 % auf 17,56 GJ/t zurück

[Wir 15]. Grundsätzlich ist die weitere Reduzierung des spezifischen Primärenergiebedarfs sowie der spezifischen CO₂-Emissionen zum einen durch eine Steigerung des Anteils des Elektrostahlverfahrens an der Rohstahlproduktion [Hor 02] und zum anderen durch die Erhöhung der Energieeffizienz des Prozesses durch Optimierungsmaßnahmen möglich.

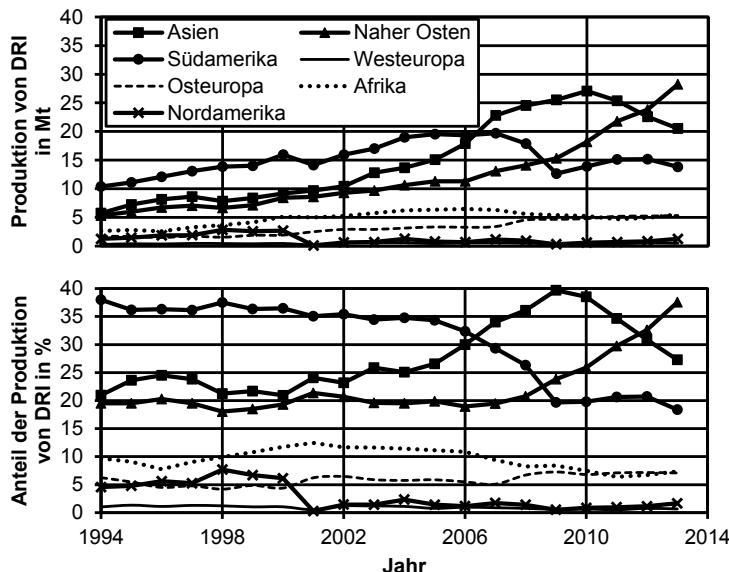


Bild 1.2: Weltweite Produktion von Eisenschwamm nach [Mid 10] [Mid 15]

Bei der Stahlerzeugung in Lichtbogenöfen wird Eisenschwamm dem Schmelzprozess überwiegend kontinuierlich zugeführt, da dies prozesstechnische Vorteile bietet. Nach dem gegenwärtigen Stand der Technik erfolgt diese Zuführung typischerweise manuell gesteuert nach Fahrdiagrammen. Der Beginn der Förderung wird dabei auf Basis der persönlichen Erfahrung individuell durch den Ofenbediener festgelegt. Die anschließende Förderung erfolgt kontinuierlich und meist durch eine leistungsgesteuerte Eisenschwammförderrate, bei welcher eine geringfügige Korrektur zulässig und durch einen manuellen Eingriff des Ofenbedieners möglich ist.

Die bislang ungelöste Herausforderung hierbei ist einerseits, dass eine solche DRI-Förderrate lediglich von den Energiemengen, welche dem Prozess zugeführt werden, abhängt. Bei dieser Art von Steuerung bleiben somit sowohl die Masse als auch der Energieinhalt der Schmelze unberücksichtigt ebenso wie Randbedingungen des Prozesses, welche mit den Qualitäten von Schrott und Eisenschwamm sowie den thermischen Verlusten variieren. Weiterhin kann die Temperatur der Schmelze während der

Förderung nicht hinreichend überwacht werden, da eine Messung nur lokal und zeitdiskret über einmalig verwendbare Tauchtemperatursonden möglich ist. Die Energieeffizienz des Prozesses hängt unter anderem von der Temperatur der Schmelze ab und ist somit nicht durchgehend bestimmbar.

Eine weitere Problematik stellt die bislang manuelle Wahl der Zeitpunkte für den Beginn der DRI-Förderung dar. Die Komplexität der Prozesssteuerung des Schmelzvorganges führt dazu, dass die Möglichkeit der manuellen Einflussnahme auf den Zeitpunkt nicht optimal genutzt wird und somit die individuellen Erfordernisse des DRI-Starts nicht für jede einzelne Schmelze berücksichtigt werden. Hier ist eine Prozessoptimierung durch einen automatisierten Start auf Basis von objektiven Kriterien erstrebenswert.

Diese Arbeit entstand im Rahmen eines gemeinsamen Forschungsprojektes des Institutes für Automatisierungstechnik der Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg und der ArcelorMittal Hamburg GmbH, das die Verbesserung des Schmelzprozesses im Lichtbogenofen durch die Optimierung der DRI-Förderung zum Ziel hatte. Alle Versuche im Rahmen dieser Arbeit wurden am dortigen Drehstrom-Lichtbogenofen durchgeführt.

In Kapitel 2 wird zunächst der Stand der Technik in der Stahlherstellung mit Eisen schwamm aufgezeigt. Die wesentlichen Kernpunkte der vorliegenden Arbeit sind in Kapitel 5 zum einen ein innovatives Konzept zur Regelung der kontinuierlichen Förderung von DRI in einen Drehstrom-Lichtbogenofen sowie zum anderen ein Modell zur Optimierung der Zeitpunkte für das Chargieren der zugeführten Materialien.

Dieses Modell umfasst das zeitlich diskret vorgenommene Chargieren von Schrott in das Ofengefäß über Körbe sowie den Zeitpunkt für den Beginn der kontinuierlichen Förderung von DRI in die Schmelze. Grundlagen des Modells sind ein adaptiver statischer Anteil, welcher auf früheren Schmelzen beruht und ein dynamischer Anteil auf Basis von Kenngrößen des aktuellen Prozesszustandes. Dieses Modell ist in Kapitel 5.3 erläutert, es soll die Zeitpunkte des Chargierens von Materialien optimieren, um die Energieeffizienz zu erhöhen. Es basiert auf objektiven Kenngrößen, die den Prozesszustand beim Schmelzen mit DRI über die elektrischen Lichtbogengrößen sowie die akustischen Emissionen charakterisieren (siehe Kapitel 4).

Weiterführend wird ein innovativer Ansatz zur Regelung der DRI-Förderung vorgestellt, der die Eisenschwamm-Fördermenge in Abhängigkeit von der zugeführten Energie sowie dem Energieinhalt der Schmelze festlegt. Ziel ist es, die Temperatur der Schmelze innerhalb eines Arbeitsbereiches gezielt zu regeln. Diese temperaturgestützte Regelung wird in Kapitel 5.4 vorgestellt.

Hierbei basieren die Algorithmen der DRI-Regelung auf einem neu entwickelten Temperaturmodell, das in Kapitel 3 vorgestellt wird. Dieses nutzt einen linearen, statistischen Ansatz und die physikalische Beschreibung der Vorgänge des Schmelzprozesses zur Prognose der Stahlbadtemperatur.

Im letzten Kapitel folgen eine Zusammenfassung der vorgestellten Arbeit sowie ein Ausblick auf zukünftige Entwicklungspotentiale.

2 Direktreduziertes Eisen in der Stahlerzeugung

Die Herstellung von Stahl erfolgt über die beiden in **Bild 2.1** dargestellten Verfahrensrouten. In der ersten Variante wird in einem Hochofen aus Eisenerzen (Stückerz, Sinter und Pellets) in einem kontinuierlichen Reduktions- und Schmelzprozess mit Hilfe von Koks flüssiges Roheisen erzeugt, das in einem anschließenden Verarbeitungsprozess im Konverter zu flüssigem Stahl weiterverarbeitet wird und anschließend vergossen werden kann. Die zweite Verfahrensroute bildet der Weg über den Lichtbogenofen. Als Rohmaterialien werden hier im wesentlichen Stahlschrott und ggf. direkt reduziertes Eisen genutzt, die im Lichtbogenofen mittels elektrischer Energie zu Rohstahl geschmolzen werden.

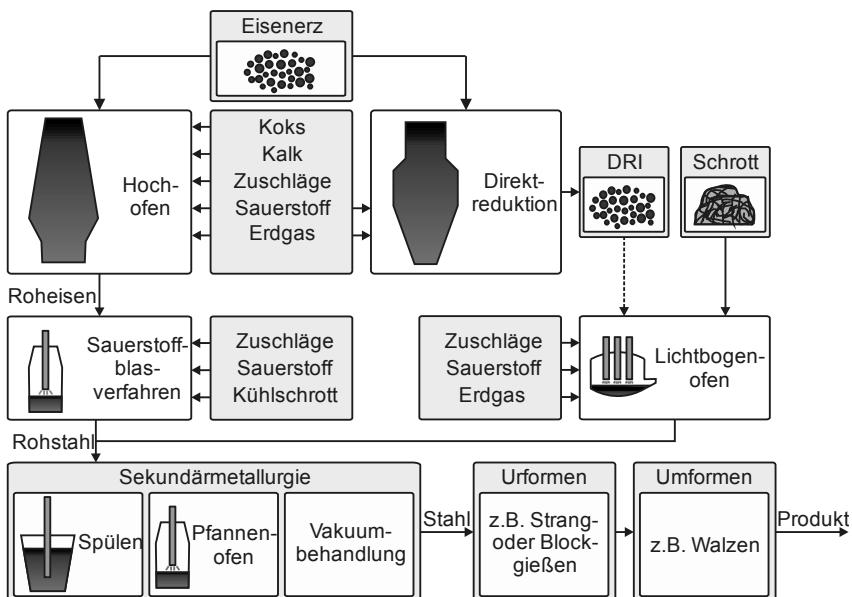


Bild 2.1: Verfahrensrouten zur Stahlerzeugung

Diese Verfahren unterscheiden sich also insbesondere hinsichtlich der eingesetzten Rohstoffe und zudem auch deutlich durch die genutzten chemischen und physikalischen Prozesse sowie darüber hinaus teilweise durch die gewünschte Qualität des zu erzeugenden Stahlproduktes. Der nötige Aufwand zur Rohstahlerzeugung kann je nach gewünschter Qualität und Verfahrensroute stark variieren.

Während der Hochofenprozess kontinuierlich abläuft, handelt es sich beim Lichtbogenofen um einen sogenannten Batch- bzw. Chargenprozess, der diskontinuierlich, d. h. sequentiell hintereinander in sogenannten Chargen, erfolgt.

Allgemein kann die höchste energetische Effizienz bei der Stahlerzeugung durch das Recyceln von bereits angefallenem Stahlschrott im Lichtbogen erreicht werden, da für diesen die Reduktion der Eisenerze zu Stahl bereits erfolgt ist. Grundsätzlich wird Stahlschrott zwar nach geometrischem Volumen und grob nach Stahlzusammensetzung sortiert, allerdings treten Schwankungen in der Materialzusammensetzung auf und es können unerwünschte Begleitelemente (wie z. B. Kupfer) vorkommen, die im weiteren Herstellungsprozess teilweise nicht wieder entfernt werden und dadurch die gewünschten Eigenschaften des Stahlproduktes nachteilig beeinflussen können.

Dies kann durch den Einsatz von direkt reduziertem Eisen als Rohstoff vermieden werden, da dessen Materialzusammensetzung zuvor bekannt ist, es eine hohe Reinheit aufweist und so jede geforderte Stahlqualität gezielt erreicht werden kann.

Um Rohstahl aus Eisenerz zu erzeugen, sind die Trennung des Eisens vom Sauerstoff (Reduktion), das Schmelzen von Eisen und Gangart und die Abscheidung der Begleitelemente nötig. Bei der Verfahrensroute über den Hochofen wird nicht ausschließlich der Sauerstoff vom Eisen getrennt, sondern auch beträchtliche Mengen an Kohlenstoff in das Eisen eingebracht. Dieser muss anschließend durch einen Frische- und Oxidationsprozess entfernt werden. Verdeutlicht werden diese Prozessschritte in **Bild 2.2.** [Kal 73] [Jan 74]

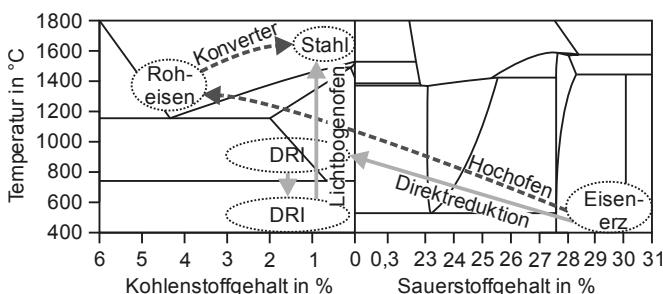


Bild 2.2: Kohlenstoff- und Sauerstoffgehalt bei der Stahlerzeugung aus Eisenerz über Hochofen und Konverter sowie Direktreduktion und Lichtbogenofen nach [Kri 05]

Im Vergleich dazu erfolgen der Abbau von Sauerstoff bei der zweiten Verfahrensroute in der Direktreduktionsanlage und das anschließende Schmelzen des dadurch entstandenen Eisenschwammes und Schrotts zu Rohstahl im Lichtbogenofen. Folglich ist es ein direkter Weg beim Abbau des Sauerstoffs vom Erz zum Rohstahl. Unter Berücksichtigung des Energieaufwandes für die Herstellung der Brennstoffe ist die Stahlherstellung im Elektrostahlverfahren (2,4 GJ/t [Fle 13]) mit direkt reduziertem Eisen

(10,6 GJ/t [Lün 01] [deB 00]) energetisch effizienter als die Reduktion der Eisenerze im Hochofenverfahren (18,3 GJ/t [Fle 13]). Ferner ist das Elektrostahlverfahren mit DRI wegen des Einsatzes von Erdgas statt Kohle prinzipiell mit einer geringeren CO₂-Emission verbunden. Dies wird unter anderem durch [Kal 73] sowie [Jan 74] bestätigt und wird beim Vergleich der CO₂-Bilanzen der jeweiligen Verfahrensrouten deutlich.

Die Gegenüberstellung der beiden Verfahrensrouten zur Herstellung von Stahl in **Bild 2.3** zeigt, dass durch die Produktion mit den Verfahren mittels Hochofen und Konverter mit 1800 kg CO₂ je t_{Knüppel} deutlich mehr Kohlendioxid entsteht als beim Recyceln von Stahlschrott über einen Lichtbogenofen und einen Konverter, welches mit 466 kg CO₂ je t_{Knüppel} einen geringeren Teil der Emissionen bewirkt. Allerdings ist der direkte Vergleich von Verfahren zweckmäßiger, wenn diese auf den gleichen Rohstoffen basieren. Dieses ist durch die Gegenüberstellung der Kombinationen aus Hochofen und Konverter sowie aus Direktreduktion und Lichtbogenofen möglich. Durch die Direktreduktion werden 553 kg CO₂ je t_{DRI} emittiert. Dadurch hat die Verfahrenskombination aus Direktreduktion und Lichtbogenofen einen um 40 % geringeren CO₂-Ausstoß bei der Herstellung von Stahl aus Eisenerz. [HöI 11]

Dies wird von Johansson und Söderström in deren Veröffentlichung „Options product Swedish steel industry - Energy efficiency measures and fuel conversion“ in [Joh 11] sowie in [Bar 10] und [Hor 02] bestätigt.

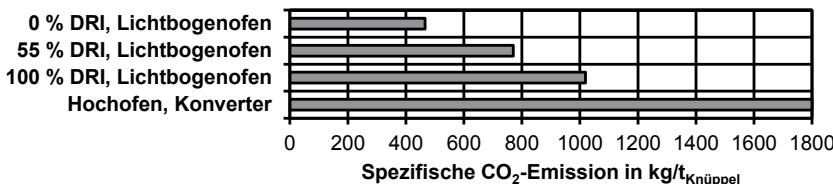


Bild 2.3: CO₂-Emissionen von Verfahren der Stahlherstellung nach [HöI 11]

2.1 Herstellung von direktreduziertem Eisen

Weltweit erfolgt die Herstellung von Eisenschwamm überwiegend über das Midrex-Verfahren, das mit 63,2 % einen deutlich höheren Anteil an der Weltproduktion aufweist als das HYL-Verfahren mit 16,2 % und den kohlebasierten Verfahren mit 20,6 % (siehe **Bild 2.4**). Im Jahr 2014 wurden weltweit 74,6 Millionen Tonnen Eisenschwamm produziert und bei der Stahlproduktion eingesetzt. Als führendes Verfahren zur Herstellung von Eisenschwamm wird das Midrex-Verfahren auch bei der ArcelorMittal Hamburg GmbH genutzt.

Im Folgenden wird das Midrex-Verfahren näher beschrieben. Bei diesem Verfahren handelt es sich um ein Verfahren der Gasreduktion. Es treten während des Herstellungsprozesses von Eisenschwamm lediglich Temperaturen unter der Schmelztempe-

ratur von Eisen auf [Lew 98]. Als Rohmaterial werden hierfür Eisenerz-Pellets eingesetzt. Diese werden in einem Schachtofen nach dem Gegenstromprinzip mit Hilfe eines Reaktionsgases zu direkt reduziertem Eisen bzw. Eisenschwamm reduziert (siehe **Bild 2.5**).

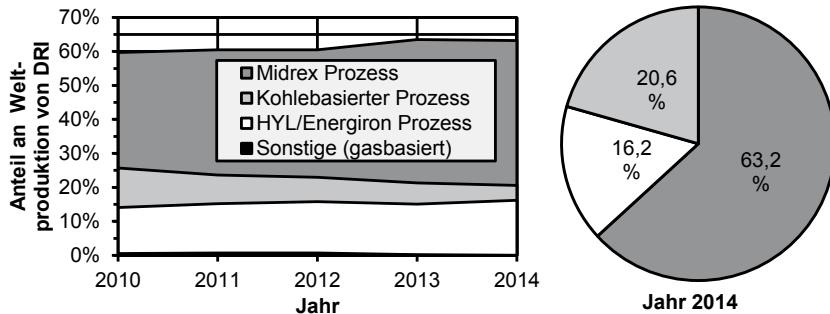


Bild 2.4: Anteil der Verfahren an der Weltproduktion von DRI [Mid 15]

Erreicht wird dies mit einem wasserstoffreichen (ca. 55 % H₂) Reduktionsgasgemisch, das durch Spaltung von Erdgas erzeugt wird. Das Verhältnis zwischen CO und H₂ beträgt üblicherweise etwa 1,5 bis 1,6 zu 1. [Fei 99]

Hierzu wird Erdgas durch einen Gasreformer geführt, dessen Rohre mit Nickel als Katalysator beschichtet sind. Die Gasumsetzung erfolgt über das CO₂ und H₂O des Gichtgases über die Reaktion von Erdgas mit Kohlendioxid nach



oder Erdgas mit Wasser



zu Kohlenmonoxid und Wasserstoff. [Kan 82] [Fei 99]

Dieses Reduktionsgas wird dem Schachtofen zugeführt, in dem die eigentliche Reduktion des Eisenerzes erfolgt. Der Ofen besteht aus einer Reduktions- und einer gegebenenfalls vorhandenen Kühlzone. Das Erz wird dem Ofen von oben zugeführt, durchläuft beide Zonen und tritt am unteren Ende des Ofens als Eisenschwamm aus. Am unteren Ende der Reduktionszone wird dem Ofen das Reduktionsgas zugeführt, das üblicherweise eine Temperatur von 750 bis 900 °C aufweist [Lün 01].

Im Anschluss an den Reduktionsprozess wird das Reduktionsgas mit einer Konzentration von 70 % CO und H₂ am oberen Ende des Schachtofens abgezogen und in einen Gasreformer zurückgeführt [Fei 99]. Dieses sogenannte Gichtgas wird in einem

Wäscher von Staubanteilen befreit und hat nun eine Temperatur von 280 bis 400 °C, die zur Wärmung des Erdgases genutzt wird [Lün 01] [Lün 06].

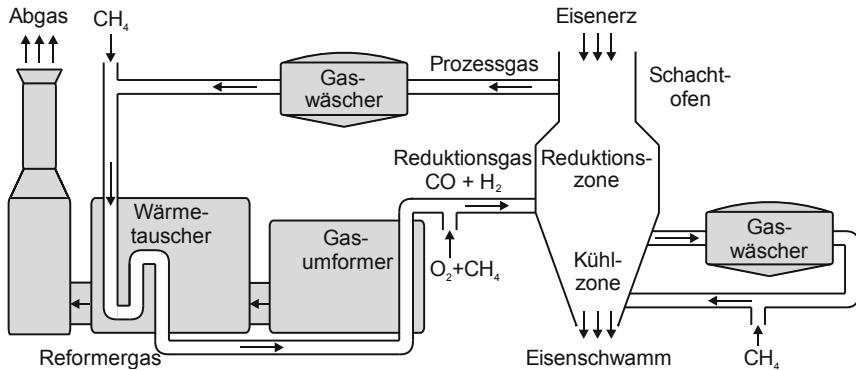
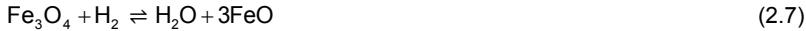


Bild 2.5: Prozessroute des Midrex-Verfahrens zur Herstellung von direktreduziertem Eisen nach [Lün 01]

In der Reduktionszone des Schachtofens wird dem Eisenerz, das überwiegend aus Hämatit (Fe_2O_3) besteht, zunächst der Sauerstoff entzogen. Das Eisenerz wird mit dem Kohlenmonoxid

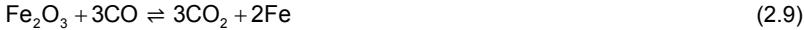


und dem Wasserstoff des Reduktionsgases



umströmt, sodass diese Moleküle in die Oberfläche des Erzes diffundieren und mit dem Sauerstoff des Eisenerzes reagieren. Der Desorption der hierdurch entstehenden Gasmoleküle folgt die weitere Entmischung der festen Oxidbestandteile durch Festkörperdiffusion, wodurch eine weitere Reduktion von Sauerstoff möglich wird [Eng 72].

Nach [Pra 96] und [Sad 80] beginnen die Reaktionen von Magnetit (Fe_3O_4) ab einer Temperatur von 600 °C, die Reaktionen von Hämatit (Fe_2O_3) ab 650 °C und 975 °C und die Reaktionen von Wüstit (FeO) zwischen 700 °C und 900 °C. Generell ist der Reduktionsprozess sehr träge und nimmt viele Stunden in Anspruch [Fei 99]. Die Gleichungen (2.3) bis (2.8) lassen sich allgemein zu den übergeordneten Reaktionsgleichungen



zusammenfassen und bilden im Eisen-Sauerstoff-Kohlenstoffdiagramm in **Bild 2.6** die Teilschritte auf dem Weg vom Eisenoxid zum Eisen.

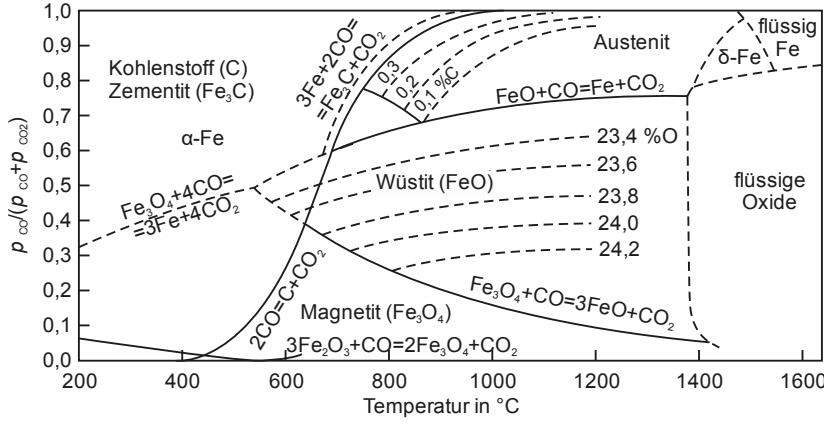
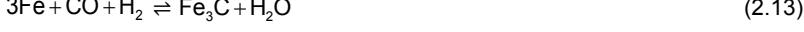


Bild 2.6: Eisen-Sauerstoff-Kohlenstoffdiagramm mit Zementit und Boudouard-Gleichgewicht nach [Pra 96]

Hinsichtlich der späteren Verwendung im Lichtbogenofen ist von besonderer Bedeutung, dass es durch die Zugabe von Erdgas (CH_4) zum Reduktionsgasgemisch möglich ist den Kohlenstoffgehalt des Eisenschwamms einzustellen [Fei 99]. Das Eisen reagiert mit dem Erdgas oder mit dem Kohlenmonoxid bzw. Wasserstoff



zu Eisencarbid/Zementit (Fe_3C), das den größten Anteil des Kohlenstoffgehaltes von Eisenschwamm ausmacht. Dieser Kohlenstoffgehalt hat einen wesentlichen Einfluss auf den Eisenoxidgehalt und die Qualität der Schlacke im Lichtbogenofen. [Kir 11]

Im Anschluss an die Reduktionszone kann das nun reduzierte Eisenerz in einer Kühlzone auf etwa 50 °C [Fei 99] abgekühlt werden oder alternativ im ungekühltem Zustand heiß brikettiert werden [Lün 01]. Der Fortschritt des Reduktionsprozesses wird über den Reduktionsgrad der Erze

$$R_{\text{DRI}} = \frac{m_{\text{O}_2, \text{reduziert}}}{m_{\text{O}_2, \text{Erz}}} \quad (2.14)$$

verfolgt. Dieser gibt den aus dem Erz reduzierten Sauerstoff $\text{O}_{2, \text{reduziert}}$ als Prozentsatz des ursprünglich im Erz enthaltenen Sauerstoffs $\text{O}_{2, \text{Erz}}$ an. Alternativ kann der Reduktionsgrad

$$R_{\text{DRI}} = \frac{m_{\text{Fe}_{\text{met}}} + \frac{1}{3} m_{\text{Fe}^{++}}}{m_{\text{Fe}_{\text{ges}}}} \quad (2.15)$$

als das Verhältnis aus dem Gesamtanteil an Eisen $m_{\text{Fe}_{\text{ges}}}$ zur Summe aus metallischen Eisen $m_{\text{Fe}_{\text{met}}}$ und Eisen(II) $m_{\text{Fe}^{++}}$ berechnet werden. [Jan 74] [Dob 79]

Das Volumen des Eisenerzes wird durch den Reduktionsprozess leicht verringert. Allerdings nicht genug, um den hohen Dichteunterschied zwischen Eisenoxid und metallischem Eisen zu kompensieren [Hou 78]. Aus diesem Umstand resultiert die poröse Struktur des direkt reduzierten Eisens (siehe **Bild 2.7**) sowie die Namensgebung „Eisenschwamm“ für das entstandene Produkt.

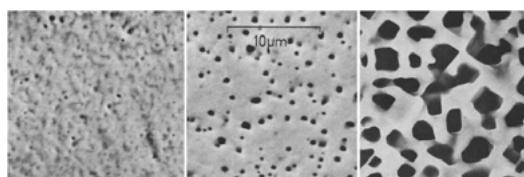


Bild 2.7: REM-Aufnahme der Porenstruktur von Eisenschichten aus Wüstit bei 800 °C reduziert mit $\text{H}_2/\text{H}_2\text{O}$ -Gemischen [Eng 72]

Ein weiteres Qualitätsmerkmal für Eisenschwamm ist der Metallisierungsgrad

$$M = \frac{m_{\text{Fe}_{\text{met}}}}{m_{\text{Fe}_{\text{ges}}}}, \quad (2.16)$$

der durch das Verhältnis aus metallischem Eisen $m_{\text{Fe}_{\text{met}}}$ zum Gesamtanteil an Eisen $m_{\text{Fe}_{\text{ges}}}$ definiert ist. Ein hoher Metallisierungsgrad steht somit für einen hohen Anteil an bereits in metallischer Form vorliegendem Eisen [Mah 77]. Der Gesamtanteil an Eisen im Eisenschwamm ergibt sich somit durch die Summe aus metallischem Eisen, Eisen-Oxid und Eisen-Kohlenstoffverbindungen (siehe **Tabelle 2.1**).

Tabelle 2.1: Eisen-Oxid und Eisen-Kohlenstoffverbindungen

Name	Wüstit	Hämatit	Magnetit	Zementit
Verhältnisformel	FeO	Fe ₂ O ₃	Fe ₃ O ₄	Fe ₃ C
Chemische Bezeichnung	Eisen(II)-Oxid	Eisen(III)-Oxid	Eisen(II,III)-Oxid	Eisencarbid
Dichte	5,88 g/cm ³	5,26 g/cm ³	5,2 g/cm ³	7,69 g/cm ³
Schmelzpunkt	1369 °C	1565 °C	1538 °C	1837 °C
Kristallsystem	kubisch	trigonal oder kubisch	kubisch	ortho-rhom-bisch
Magnetismus	stark ferro-magnetisch	schwach magnet.	ferrimagnet.	ferromagnet.

In **Tabelle 2.2** sind typische Zusammensetzungen von Eisenschwamm zu sehen, die Eisenerze aus verschiedener Herkunft als Rohstoff aufweisen und durch Materialanalysen bei unterschiedlichen wissenschaftlichen Arbeiten bestimmt wurden. Die Verfahren zur Materialanalyse von Eisenschwamm werden unter anderem in [Dob 79] erläutert.

Der Metallisierungsgrad des Eisenschwammes reicht hierbei von 83 bis 96,7 % bei einem Kohlenstoffgehalt zwischen 0,3 und 4 %. Eisenschwamm enthält typischerweise sehr geringe Mengen an Phosphor und Schwefel. Der Anteil an gebranntem Kalk bzw. Calciumoxid (CaO) im Eisenschwamm unterstützt im nachfolgenden Prozess im Lichtbogenofen die Entschwefelung, Entphosphorung und Entsilizierung der Stahlschmelze [Jel 94]. Das Massenverhältnis der Anteile von Oxidverbindungen aus Silicium, Aluminium, Calcium und Magnesium bestimmt die sogenannte Basizität des Eisenschwammes, welche unter anderem auch einen Einfluss auf die Schlacke bei der Stahlherstellung mit direkt reduziertem Eisen im Lichtbogenofen hat.

Die Stabilität der Qualität des Eisenschwamms, welcher bei der ArcelorMittal Hamburg GmbH durch den Midrex-Prozess in einem Schachtofen hergestellt wird, ist in **Bild 2.8** dargestellt. Diese wird durch die Auswertung von Materialanalysen über 16 Monate bestimmt. Der Kohlenstoffgehalt beträgt im Mittel $2,25 \pm 0,26$ % (Mittelwert \pm Standardabweichung) bei einem sehr hohen Metallisierungsgrad von $94,87 \pm 0,98$ %, der die hohe Qualität des produzierten DRI bestätigt. Der Anteil des bereits als metallisches Eisen vorliegenden Eisens beträgt $87,28 \pm 0,90$ %.

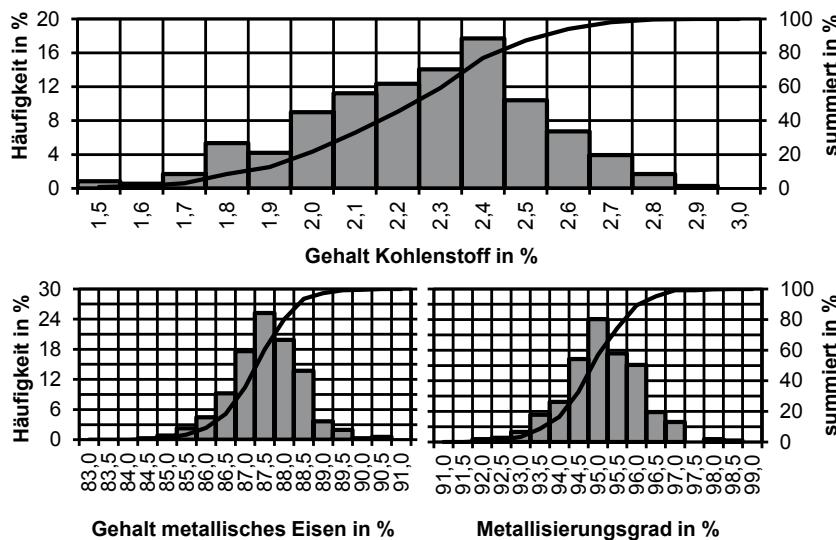


Bild 2.8: Eigenschaften von Eisenschwamm der ArcelorMittal Hamburg GmbH

Die weltweit in Schachtofen produzierte Masse an Eisenschwamm steigt seit dem Jahr 1990 stetig an und wird vornehmlich durch das in diesem Kapitel vorgestellte Midrex-Verfahren hergestellt (siehe **Bild 2.9**).

Beim direkten Vergleich der beiden dominierenden Verfahren zur Produktion von Eisenschwamm wird deutlich, dass der Anstieg des weltweit durch das Midrex-Verfahren hergestellten Eisenschwamms in den vergangenen 14 Jahren deutlich höher ist, als der Anstieg durch das HYL-Verfahren. Die Ursache hierfür ist in der grundsätzlich höheren Energieeffizienz des Midrex-Prozesses begründet. Daher wird das Midrex-Verfahren laut [Lün 01] und [Fei 99] in absehbarer Zeit höchstwahrscheinlich das führende Verfahren zur Herstellung von DRI bleiben und weiterhin immer größere Anteile an der Weltproduktion einnehmen.

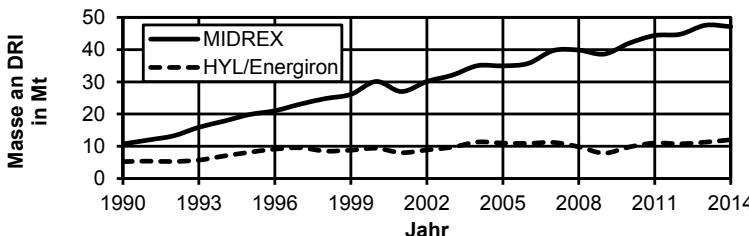


Bild 2.9: Weltproduktion an Eisenschwamm in Schachtofen [Mid 15]

Tabelle 2.2: Typische Materialzusammensetzungen von Eisenschwamm (DRI)

Kenngröße, Element, Verbindung	Anteil in wt%						
	[Dre 98a]	[Guid 83]	[Lew 98]	[Rig 76]	[Eng 76]	[Jon 89]	[Sad 90]
Fe Total	89-94	91,6	92,7	89-93	93	92,7	92
Fe metallisch	79-89	82,7	86,6	78-87	90	86,6	85,3
Metalisierungsgrad	83-95	90,3	93,5	89-94	96,7	93,5	92,6
Kohlenstoff C	0,3-4	2,0	1,53	0,7-2,5	1,7	1,53	1,6
Phosphor P	0,005-0,09	k.A.	0,015	0,010-0,030	0,009	0,015	k.A.
Schwefel S	0,001-0,03	k.A.	0,01	0,003-0,008	0,008	0,01	k.A.
Siliciumdioxid SiO ₂	1-5	1,79	1,32	k.A.	2,67	1,6	2,15
Aluminiumoxid Al ₂ O ₃	0,5-3	0,77	1,35	2,0-8,0	k.A.	1,04	0,5
Calciumoxid CaO	0,1-2	0,35	0,2	0,6-1,5	k.A.	0,68	0,29
Magnesiumoxid MgO	0,1-1	0,30	0,48		k.A.	0,32	0,5
						0,88	0,19
							0,19

2.2 Stahlherstellung mit direktreduziertem Eisen im Lichtbogenofen

In diesem Teilkapitel wird der Produktionsvorgang von Stahl im Lichtbogenofen unter der Verwendung von Eisenschwamm als Rohstoff erläutert. Generell wird der weltweit produzierte Eisenschwamm vorherrschend in Stahlwerken zur Produktion von Rohstahl eingesetzt. Es sei allerdings darauf hingewiesen, dass Eisenschwamm teilweise auch in anderen Industriebereichen zum Einsatz kommt, wie zum Beispiel aufgrund seiner hohen volumenbezogenen spezifischen Oberfläche als Reduktionsmittel in der Chemieindustrie oder als gesinterte Presslinge aus Eisenschwammpulver in der Pulvermetallurgie, das allerdings auch aus Eisencarbonyl ($\text{Fe}(\text{CO})_5$) mittels Thermolyse hergestellt wird (siehe [Fei 99]).

In der Metallindustrie wird ein geringer Teil des Eisenschwamms als Rohstoff in Hochöfen zu Roheisen verarbeitet, wobei der überwiegende Anteil des Eisenschwamms als Rohmaterial im Lichtbogenofen eingesetzt wird. Der Produktionsablauf für die Stahlherstellung mit Hilfe eines Lichtbogenofens ist exemplarisch in **Bild 2.10** dargestellt.

Bei der ArcelorMittal Hamburg GmbH wird Eisenschwamm vor Ort, über das im vorangegangenen Teilkapitel vorgestellte Midrex-Verfahren, aus Eisenerz hergestellt. Anschließend wird dieser dem Lichtbogenofen kontinuierlich über Förderbänder zugeführt und durch eine Öffnung im Ofendeckel in das Ofengefäß gefördert. Beim Lichtbogenofen kann Eisenschwamm den über Körbe zugeführten Stahlschrott so teilweise oder vollständig ersetzen. Beide Rohmaterialien werden mittels elektrischer und chemischer Energie zu flüssigem Rohstahl geschmolzen und durch eine exzentrisch im Boden des Ofengefäßes gelegene Öffnung in eine Pfanne abgestochen. Dieser Vorgang wird als Abstich bezeichnet und ist das periodisch durchgeführte Öffnen der Abstichöffnung zum Abschluss einer Charge.

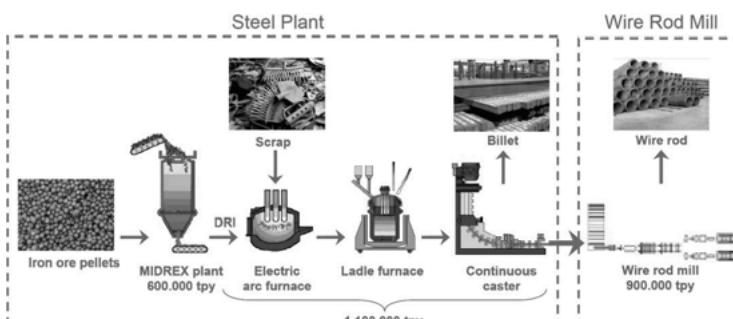


Bild 2.10: Produktionsablauf ArcelorMittal Hamburg [Höl 11]

Im Anschluss wird der flüssige Rohstahl der Pfanne in weiteren Verfahren zu Stahl weiterverarbeitet. In einem Pfannenofen wird der Rohstahl zum einen durch Legierung auf die geforderte Analyse eingestellt und zum anderen auf die für das Gießen erforderliche Temperatur eingestellt. Die fertiglegierte Stahlschmelze wird in einer Stranggießanlage weiterverarbeitet. Hierzu wird die Schmelze aus der Pfanne über einen Verteiler den Kokillen zugeführt, als Stränge vergossen und zu sog. Knüppeln auf Länge geschnitten. Durch weitere Prozessschritte können diese unter anderem in einer Walzanlage zu Walzdraht als ein zusätzliches, mögliches Halbzeug aus Stahl weiterverarbeitet werden.

2.2.1 Prozessphasen der Erzeugung von Rohstahl im Lichtbogenofen

Beim Verfahren zur Herstellung von Rohstahl im Lichtbogenofen handelt es sich üblicherweise um einen Chargen- bzw. Batchprozess und somit um ein Herstellungsverfahren bei welchem ein zyklisch wiederkehrender Prozess vorliegt. Dieser wird in verschiedene Prozessphasen (siehe **Bild 2.12**) unterteilt, die im Folgenden näher beschrieben werden.

Eine Charge beginnt mit dem Chargieren eines Korbes von Stahlschrott in das Ofengefäß (siehe **Bild 2.11**). Hierzu wird der Deckel des Ofengefäßes zur Seite geschwenkt, um den Korb über das Ofengefäß zu positionieren und dort zu entleeren. Um die feuerfeste Ausmauerung des Ofens vor herabfallendem Schrott zu schützen, befindet sich üblicherweise eine geringe Menge an flüssigem Stahl der vorherigen Charge im Ofen. Anschließend kann der eigentliche Herstellungsprozess beginnen, nachdem das Gefäß mit dem Deckel verschlossen wurde.

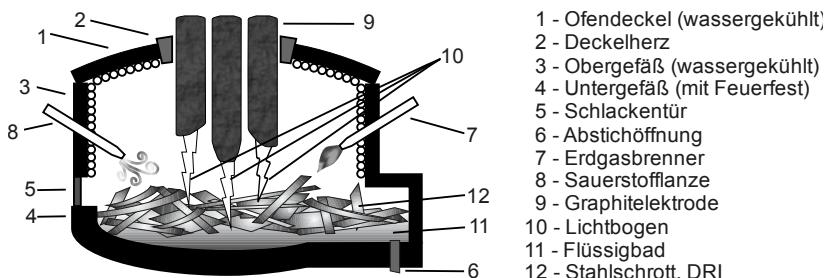


Bild 2.11: Aufbau eines Drehstromlichtbogenofens [Hav 09]

In der ersten Phase, der sogenannten Bohrphase, werden die Elektroden zunächst an die Schrottoberfläche gefahren, um einen elektrischen Kurzschluss zu erzeugen. Durch das anschließende Anheben der Elektroden bilden sich Lichtbögen zwischen der Schrottoberfläche und den jeweiligen Fußpunkten der Elektroden aus. Die über die Elektroden zugeführte elektrische Energie wird im Wesentlichen durch Konvektion und

Wärmestrahlung über die Lichtbögen auf den Schrott übertragen, erwärmt und schmilzt diesen. Der verflüssigte Schrott fließt durch die Hohlräume des festen Schrottes in Richtung des flüssigen Stahls am Boden des Ofengefäßes. Das schrittweise Nachführen der Elektroden führt nach und nach zu einer kegelförmigen Vertiefung im Schrotthaufwerk. Die Bohrphase ist abgeschlossen, sobald die Lichtbögen die Oberfläche des Schmelzbades erreichen, das am Boden des Ofens stetig an Volumen zunimmt.

Der Übergang von der Bohrphase zur zweiten Phase, der Einschmelzphase, ist fließend. In dieser Prozessphase brennen die Lichtbögen weitgehend stabil auf dem flüssigen Stahlbad und der umliegende feste Stahl wird durch die Wärmestrahlung und Konvektion erwärmt und schmilzt. Hierbei werden auch Brenner eingesetzt, die mittels Erdgas und Sauerstoff zusätzlich Energie in die Bereiche des Ofengefäßes eintragen, die schlecht von den Lichtbögen erhitzt werden. Während der Einschmelzphase bricht zum Teil das Schrotthaufwerk zusammen und stürzt in die Stahlschmelze [Hom 00]. Ist der Schrott bereits ausreichend niedergeschmolzen, wird im Falle einer Mehrkorbcharge die Energiezufuhr eingestellt, der Ofendeckel zur Seite geschwenkt, der nächste Schrottkorb chargiert und der Prozess beginnt erneut mit der Bohrphase.

Wurde eine ausreichende Menge an spezifischer elektrischer Energie zugeführt, ist die Flachbadphase erreicht und es wird mit dem kontinuierlichen Chargieren von Eisenschwamm begonnen, der über Bandanlagen und einen Trichter durch eine Öffnung im Deckel in das Ofengefäß gelangt. Insbesondere in dieser Prozessphase tragen das Einblasen von Feinkohle und der im Eisenschwamm enthaltene Kohlenstoff dazu bei, dass sich durch chemische Reaktionen Gasblasen ausbilden, welche aufsteigen und ein Aufschäumen der Schlacke bewirken. So entsteht eine Schicht aufgeschäumter Schlacke auf der Stahlschmelze, welche die Lichtbögen vollständig einhüllt [Hom 00] und somit einen hohen Wirkungsgrad bei der Energieübertragung der elektrischen Energie in die Stahlschmelze bewirkt [Ame 86] [Ami 02] [Kip 14]. Die Feinkohle wird der Stahlschmelze kontinuierlich und gepulst durch Injektoren in der Ofenwand zugeführt. Im Verlauf der Flachbadphase erfolgt eine Probenahme, deren Analyse das Einhalten der geforderten Legierungsgüte ermöglicht.

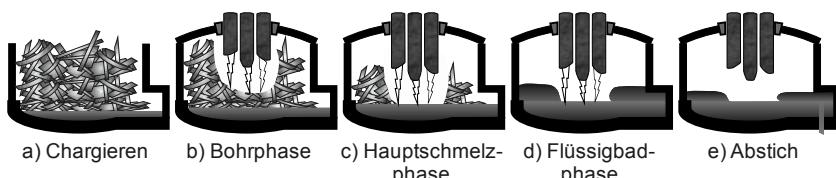


Bild 2.12: Prozessphasen der Erzeugung von Rohstahl im Lichtbogenofen

Bis das Abstichgewicht erreicht ist, wird dem Prozess Eisenschwamm zugeführt. Unmittelbar vor dem Abstich wird die Eisenschwammrate bei gleichbleibender zugeführter elektrischer Energie reduziert, um ein Überhitzen der Schmelze zu bewirken und

dadurch die notwendige Abstichtemperatur zu erreichen. Die Schlacke wird mit ansteigender Temperatur dünnflüssiger und weist dadurch ein geringeres Schäumverhalten auf [Hom 00], was zu einer höheren thermischen Belastung in diesem Teil des Schmelzprozesses führt, der Warmfahrphase. Sind Abstichtemperatur und -gewicht erreicht, erfolgt der Abstich. Bei diesem wird die Schmelze aus Rohstahl über eine exzentrisch im Ofengefäß angeordnete Abstichöffnung in eine Pfanne abgestochen, die sich unterhalb des Ofengefäßes befindet.

2.2.2 Vor- und Nachteile des Einsatzes von Eisenschwamm

Die Vor- und Nachteile des Einsatzes von Eisenschwamm können hinsichtlich der Herstellung, der technischen Eigenschaften während des Schmelzprozesses im Lichtbogenofen, der hieraus resultierenden Produktionsergebnisse und der zukünftigen Verfüg- und Nutzbarkeit untergliedert werden.

Die wesentlichen Vorteile der Herstellung von Roheisen über die Verfahrensroute der Direktreduktion und des Lichtbogenofens gegenüber der herkömmlichen Variante der Kombination von Hochofen und Konverter wurden bereits in der Einleitung dieses Kapitels charakterisiert. Daher wird hier nicht weiter auf den Vergleich der Energie- und CO₂-Bilanz beider Verfahrensrouten eingegangen. Allgemein ist der Bau einer Direktreduktionsanlage und eines Lichtbogenofens darüber hinaus mit geringeren Kosten verbunden und beansprucht von Planung bis Inbetriebnahme mit weniger als 2 Jahren nur gut ein Drittel der Bauzeit eines Stahlwerkes mit Hochofen und Konverter [Gro 99]. Bezuglich der Herstellung von Eisenschwamm ist die Verfügbarkeit von Eisenerz, ggf. Wasserstoff und Erdgas allerdings ein wesentlicher Standortfaktor. Mittlerweile ist allerdings auch ein weltweiter Transport durch die Passivierung der Oberfläche des eigentlich reaktionsfreudigen Eisenschwamms problemlos möglich.

Hinsichtlich der Herstellung von Rohstahl im Lichtbogenofen bietet der Einsatz von direkt reduziertem Eisen wesentliche Vorteile. So ermöglichen die im Vergleich zu Stahlschrott wesentlich geringeren Anteile an Begleitelementen im Eisenschwamm die Erzeugung von wesentlich höherwertigen Stahlqualitäten, indem die Konzentration der Begleitelemente in der Schmelze durch einen höheren Einsatz an Eisenschwamm verringert wird. Generell sollte Eisenschwamm ab einem Anteil von 35 % des gesamten Einsatzes kontinuierlich zugeführt werden, um das mehrfache Unterbrechen des Schmelzprozesses zum Chargieren von Schrottörben zu verhindern. Dadurch wird erreicht, dass die Schmelzdauer verkürzt und die Produktivität gesteigert wird (siehe **Bild 2.13**). [Dre 98a] [Dre 98b]

Eine weitere Ursache für diesen Effekt geht mit der chemischen Zusammensetzung von DRI einher. Der im DRI enthaltene Kohlenstoff führt durch den Sauerstoff, welcher dem Prozess ebenfalls kontinuierlich durch Einblasen zugeführt wird, zum Aufschäumen der Schlacke, die sich auf der Stahlschmelze befindet. Dabei kann die Schlackeschicht teilweise von einer Höhe von 10 cm auf 60 bis 100 cm aufgeschäumt werden.

Diese Fahrweise führt zu einer effektiveren Wärmeübertragung des Lichtbogens in die Schmelze, da die Schlacke die thermische Strahlung der Lichtbögen erheblich stärker absorbiert. Hierdurch wird zum einen das Ofengefäß geschont und zum anderen ermöglicht dies die Erhöhung der elektrischen Wirkleistung bei einem gleichzeitig effektiveren Schmelzprozess. Dies führt zur Steigerung der Schmelzrate in Folge der höheren Schmelzleistung. Der hierdurch konstantere Leistungseintrag ist gleichbedeutend mit einer gleichmäßigeren Belastung des Stromnetzes, bei erheblich geringerem Flicker als dies beim Schmelzen von Schrott der Fall ist. Neben der thermischen Absorption wird auch der durch die Lichtbögen emittierte Schall durch die Schlacke gedämpft. Dies resultiert in einer geringeren Arbeitsbelastung für das Personal in Folge des reduzierten Schalldruckpegels im Bereich um das Ofengefäß. [Jan 74] [Fei 99]

Hinsichtlich der Produktionskosten und Verkaufserträge ist die Verwendung von Eisenschwamm eine zusätzliche Möglichkeit für Stahlproduzenten, um zum einen hohe Erlöse durch die Herstellung von besonders hohen Stahlqualitäten zu erzielen und zum anderen eine kostenoptimale Rohstoffeinsatzplanung durchzuführen. Da neben Stahlschrott zusätzlich Eisenerz als Rohstoff eingesetzt werden kann, besteht eine höhere Wahlfreiheit in den Schrottqualitäten und somit eine höhere Flexibilität, um auf Schwankungen der Verfügbarkeit und der Schrottpreise zu reagieren.

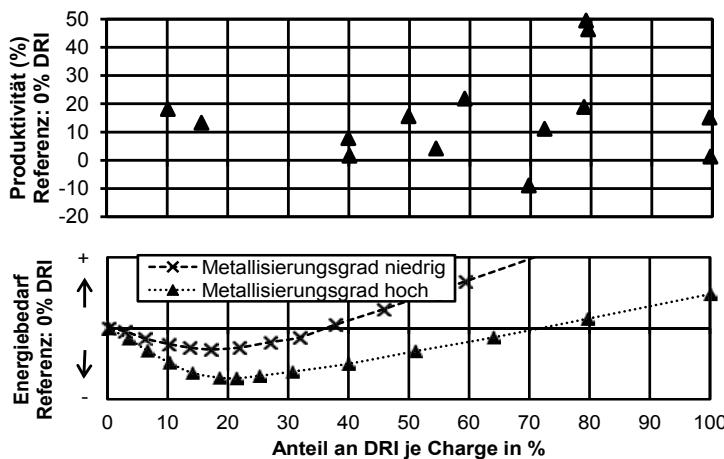


Bild 2.13: Energiebedarf und Produktivität in Abhängigkeit des Anteils an DRI je Charge und des Metallisierungsgrades [Fei 99]

In [Lün 01] wurde bereits die zukünftige Bedeutung des Verfahrens der Direktreduktion in Abhängigkeit von mehreren individuellen Faktoren diskutiert. So hängt diese stark von der weiteren Entwicklung der Kosten für die Herstellung von Eisenschwamm ab. Neben den Rohstoffkosten von Eisenerz sind dies insbesondere die Kosten für die erforderliche Energie und für die Reduktionsmittel. Diese wiederum werden durch die

Standortfaktoren bestimmt. Allerdings wird in Zukunft auch die Verfügbarkeit von Eisenerz und Stahlschrott eine beherrschende Einflussgröße sein. Nach den Produktionskosten wird gegebenenfalls auch die künftige Entwicklung der Transportkosten zum weiteren Einsatzort einen großen Einfluss auf die Bedeutung der Direktreduktion haben. Daher lässt sich die Bedeutung des Verfahrens nicht allgemein prognostizieren.

2.2.3 Stand der Technik - Leistungsbezogene DRI-Förderung

Stand der Technik bei der kontinuierlichen Eisenschwamm-Förderung in den Lichtbogenofen ist nahezu ausschließlich eine leistungsbezogene Steuerung der Förderrate. Also über die Leistung, welche dem Lichtbogenofen zugeführt wird, abzüglich der über thermische Energie abgeführten Verlustleistung. Hieraus resultiert

$$P_{\text{DRI}} = (P_{\text{LSeite}} + P_{\text{LTür}} + P_{\text{Wand}} + P_{\text{el}}) - (P_{\text{VD}} + P_{\text{vw}} + P_{\text{vDiv}}) \quad (2.17)$$

zur Steuerung der Eisenschwamm-Förderrate. Hierbei betragen typische Werte für die zugeführten Leistungen über

- die Seitenlanze P_{LSeite} ,
- die Türlanze $P_{\text{LTür}}$,
- die Wandbrenner P_{Wand} (typ. 12 MW) und über
- die elektrische Leistung P_{el} (typ. 110 MW).

Die Verlustleistung setzt sich aus einem variablen Anteil, der sich aus den Kühlwassertemperaturen an den Wand- und Deckelelementen des Ofengefäßes berechnet, also

- den Wärmeverlusten am Ofendeckel P_{vd} (typ. 4,5 MW) und
- den Wärmeverlusten an der Ofenwand P_{vw} (typ. 4,0 MW),
- sowie einem festen Anteil P_{vDiv} (15 MW), welcher insbesondere die Abgasverluste berücksichtigt

zusammen. Die spezifische Energie c_{DRI} , die zum vollständigen Schmelzen des Eisenschwamms erforderlich ist, wird als konstant angenommen und beträgt

$$c_{\text{DRI}} = 340 \text{ kWh/t.} \quad (2.18)$$

Mit dieser Energie und der zugeführten Leistung ergibt sich die Soll-DRI-Förderrate

$$\dot{m}_{\text{DRI,Soll}} = \frac{P_{\text{DRI}}}{c_{\text{DRI}}} \cdot x_{\text{korr}}, \quad (2.19)$$

wobei x_{corr} ein Korrekturfaktor ist, der bei der ArcelorMittal Hamburg GmbH durch den Schmelzer im Bereich $1 \pm 0,2$ vorgegeben werden kann. Hierdurch ist es möglich auf die Qualität des Eisenschwamms und den Zustand des aktuellen Schmelzprozesses zu reagieren.

Diese in der Praxis übliche Steuerung der Eisenschwamm-Förderung basiert lediglich auf der Bilanz aus zu- und abgeführtter Leistung. Dabei werden wesentliche Einflüsse vernachlässigt. So sind unter anderem die Massen an festem Schrott und flüssigem Stahl im Ofengefäß, die Temperatur des flüssigen Stahls, die Qualität des Eisenschwamms, die Höhe der Schlacke sowie weitere Einflussgrößen essentiell.

Allgemein liegen die Raten der energiespezifischen Eisenschwamm-Förderung bei 5 bis 35 kg/(min·MW) nach [Dre 98b], 26 bis 33 kg/(min·MW) nach [Ala 08], 15 bis 39 kg/(min·MW) nach [Oma 05], 27 bis 35 kg/(min·MW) nach [Kir 11] und 30 bis 40 kg/(min·MW) nach [Hei 97]. Typische energiespezifische Eisenschwamm-Förderraten am betrachteten Ofen sind im Histogramm in **Bild 2.14** dargestellt und reichen meist von 30 bis 50 kg/(min·MW), die damit im Vergleich zu den Literaturangaben relativ hoch sind.

Neben der vorgestellten leistungsbasierten Steuerung existieren teilweise auch starre Fahrdiagramme bei welchen lediglich eine Förderrate in Abhängigkeit der zugeführten elektrischen Energie vorgegeben wird [Oma 05]. Ein weiterer Ansatz wurde in [Dor 09] vorgestellt. Hier erfolgt die DRI-Förderung auf Basis der spezifischen zugeführten elektrischen Energie sowie der Betriebsreaktanze des Ofens und einem gemessenen Schalldruckpegel, allerdings liegen hierzu keine Ergebnisse oder weitere Veröffentlichungen vor.

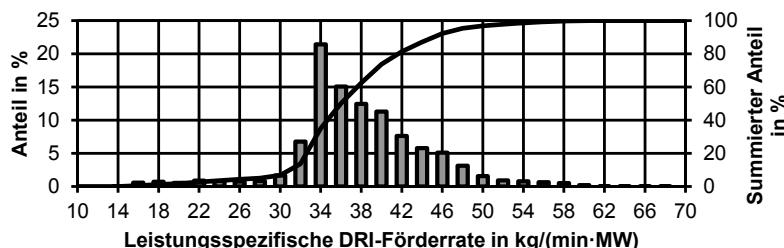
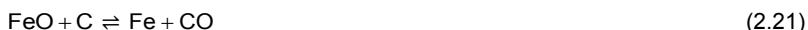


Bild 2.14: Leistungsspezifische DRI-Förderrate [And 15]

2.3 Herausforderungen beim Schmelzen von Eisenschwamm

Nachdem der Großteil des Schrottes im Lichtbogenofen zu flüssigem Rohstahl geschmolzen ist, bildet sich auf dem Stahlbad eine Schlackeschicht aus, da die Schlacke eine geringere Dichte als die Stahlschmelze aufweist. Diese Schlacke besteht allgemein aus Oxidverbindungen der Elemente Calcium, Eisen, Silicium und Magnesium. Um ein Aufschäumen der Schlacke zu erreichen, müssen im Stahlbad Reaktionen zu Verbindungen aus Kohlenstoff und Sauerstoff in Form von Kohlenstoffmonoxid (CO) und -dioxid (CO₂) erfolgen. Dies wird unter anderem durch die Zugabe von sogenannten Schlackenbildnern wie Dolomit, Stück- und Feinkalk oder durch organische Verunreinigungen im Schrott unterstützt. [Lem 94]

Diese Gase bilden Blasen, steigen in der Schlacke auf und führen zum Aufschäumen, also einer Volumenvergrößerung der Schlacke. In der Schlacke selbst treten die Reaktionsgleichungen



auf, während im Stahlbad die Reaktion nach Gleichung (2.20) und an der Phasengrenze zwischen Schlacke und dem Stahlbad die Reaktionen (2.21) und (2.22) auftreten. Der Kohlenstoff, der für diese Reaktionen eine Grundvoraussetzung ist, gelangt zum einen durch den chargierten Stahlschrott und gegebenenfalls Kohle in die Schmelze oder wird zum anderen als Feinkohle eingeblasen oder kontinuierlich durch Eisenschwamm zugeführt, der einen relativ hohen Kohlenstoffgehalt aufweist. Der geforderte Kohlenstoffgehalt der Schmelze wird entsprechend Gleichung (2.20) erreicht, indem Sauerstoff dem Prozess zugeführt wird. [Hom 00] [Sha 10]

Die Qualität und Stabilität der Schaumschlacke hängen von deren physikalischen und chemischen Eigenschaften ab. Diese sind unter anderem die Viskosität, Dichte und Basizität sowie der Eisenoxidgehalt oder die Temperatur der Schlacke. Die Basizität der Schlacke

$$B_{\text{Schlacke}} = \frac{m_{\text{CaO}} + m_{\text{MgO}}}{m_{\text{SiO}_2} + m_{\text{Al}_2\text{O}_3}} \quad (2.24)$$

wird über das Verhältnis der Gewichte von Calciumoxid (CaO), Magnesiumoxid (MgO), Siliciumdioxid (SiO₂) und Aluminiumoxid (Al₂O₃) definiert. Schlacken mit einer Basizität über eins werden „basische Schlacken“ genannt. [Lem 94] [Sha 10]

2.3.1 Überhitzung der Schmelze als Folge einer zu geringen DRI-Rate

Betrachtet man die Schlackentemperatur, so geht mit einer hohen Schlackentemperatur generell ein schlechteres Schäumverhalten einher [Ozt 95]. Dies wird insbesondere in der Phase der Überhitzung der Schmelze zum Chargenende hin deutlich, da die Schlacke hier infolge der hohen Temperatur so dünnflüssig wird, dass sie zusammenfällt. Aus diesem Grund ist es wünschenswert die Temperatur von Schmelze und Schlacke vor dem Warmfahren am Chargenende so gering zu halten, dass ein gutes Schäumverhalten der Schlacke erreicht werden kann. Dies kann durch eine geeignete Steuerung der kontinuierlichen Förderung des Eisenschwamms erreicht werden, da dieser wesentlich Einfluss auf die Temperatur der Schmelze nimmt und durch seinen Kohlenstoffgehalt zum Schäumen der Schlacke beiträgt.

2.3.2 Prozessbedingungen bei Einhüllung der Lichtbögen durch Schlacke

Experimentelle Untersuchungen von Gudenau et al. [Gud 83] zum Einschmelzen von Eisenschwamm im Lichtbogenofen bestätigen, dass ein vollständiges Umhüllen der Lichtbögen mit Schlacke im Vergleich zu einem teilweisen Umhüllen zu einem wesentlich effizienteren Schmelzprozess führt. Dies wird auf ein stabiles Brennverhalten bei vollständig mit Schlacke umhüllten Lichtbögen und einen höheren Anteil an Widerstandserwärmung als Folge der wachsenden Ionenleitfähigkeit der Schlacke wegen des geringeren Eisenoxidgehaltes zurückgeführt. Dies resultiert darin, dass die elektrische Wirkleistung mit fortschreitender Schmelzzeit weiter erhöht werden kann und eine Verkürzung der Schmelzzeit erreicht wird. Erst zum Prozessende hin sinkt der Eisenoxidgehalt der Schlacke, was die Schlacke zunächst dünnflüssiger werden lässt, bis sie schließlich zusammenfällt. Diese Annahme wird durch Untersuchungen in [Ami 02] gestützt.

2.3.3 Folgen einer zu hohen DRI-Rate (Eisberg)

Bei der kontinuierlichen Förderung von Eisenschwamm in die Schmelze ist besonders darauf zu achten, dass die Energie ausreicht, welche dem Schmelzprozess in Form von elektrischer und chemischer Energie zugeführt wird, um den Eisenschwamm vollständig zu schmelzen. Sofern die energiespezifische Förderrate von Eisenschwamm zu hoch ist, kann sich eine große Anhäufung von festem Eisenschwamm zu einem

sogenannten Eisberg ausbilden. Im Englischen wird dieser auch als „ferroberg“ bezeichnet. Der Eisberg wird im Wesentlichen durch die thermische Strahlung geschmolzen, was erheblich länger dauert als die Wärmeübertragung mittels Wärmeleitung und -konvektion [Dre 98b]. Aus diesem Grund ist der Schmelzer angewiesen die Förderrate sofort zu reduzieren. Des Weiteren kann es sein, dass das Material im Bereich der Schlacke schwimmt und nur teilweise unter die Oberfläche der Stahlschmelze eintritt, da die Dichte des Eisenschwamms (z. B. $3,4 \text{ g/cm}^3$) üblicherweise geringer als die Dichte der Schlacke (z. B. $6,9 \text{ g/cm}^3$) [Dre 98a] und der Stahlschmelze mit $6,9$ bis $7,1 \text{ g/cm}^3$ (bei 1550°C je nach Kohlenstoffanteil $1,9\%$ und $0,0\%$) [Jim 93] ist.

3 Temperatur des Stahlbades

Bei der Herstellung von Stahl im Lichtbogenofen ist die Temperatur der Schmelze eine essentielle Größe. Einerseits ist die Temperatur zum Ende des Schmelzprozesses entscheidend, um Folgeprozesse der Sekundärmetallurgie und des Gießens zu ermöglichen. Daher muss die Temperatur zum Abstich (Abstichtemperatur) bei einem geforderten Abstichgewicht eingehalten werden.

Insbesondere auch während des Prozesses ist die Temperatur der Schmelze ausschlaggebend, um eine optimale Prozessführung zu gewährleisten. Speziell in der Phase der kontinuierlichen Förderung von Eisenschwamm sollte ein definiertes Temperaturniveau gehalten werden, um das Aufschäumen der Schlacke optimal zu unterstützen und dadurch die energetische Effizienz des Prozesses zu fördern. Die Anforderungen an beide Prozessphasen können nur durch die kontinuierliche Erfassung aller Zustandsgrößen erfüllt werden und erfordern daher ein kontinuierliches Wissen über die Stahlbadtemperatur während dieser Phasen.

3.1 Bestimmung der Stahlbadtemperatur

3.1.1 Temperaturmessung mit Tauchsonden

Typischerweise wird die Temperatur des flüssigen Stahls über eine Tauchsonde erfasst, welche kurzzeitig manuell oder teilautomatisiert durch die geöffnete Ofentür in das flüssige Stahlbad eingetaucht wird. In beiden Fällen wird die Entscheidung zur Messung durch den Ofenbediener individuell veranlasst. Anschließend wird die Ofentür geöffnet und ein Mitarbeiter oder Lanzenroboter führt die Tauchsonde an die Oberfläche der Schmelze, taucht diese kurzzeitig in die Schmelze und bewegt sich danach wieder in seine Ausgangsposition. Dem folgend kann die Ofentür wieder geschlossen werden. Der gesamte Vorgang nimmt meist 15 bis 30 s in Anspruch und wird bei nicht erfolgreichen Messungen mehrfach durchgeführt.

Mit dem Messprinzip der Thermoelektrität (Seebeck-Effekt) bewirkt die Temperatur des flüssigen Stahles eine thermoelektrische Spannung im Thermoelement, das sich in der Tauchsonde befindet. Die Temperatur des flüssigen Stahlbades ist direkt proportional zur entstandenen, thermoelektrischen Spannung. So kann über die Messung einer elektrischen Spannung direkt auf die Temperatur der Stahlschmelze geschlossen werden.

Dieses Messverfahren ermöglicht es, die Temperatur des flüssigen Stahls zu zeitlich diskreten Zeitpunkten zu erfassen. Eine kontinuierliche Temperaturmessung ist damit nicht möglich. Die Messung mit Tauchsonden kann in Folge der Schaumschlacke beeinträchtigt werden. Wegen der hohen Stahlbadtemperaturen von bis zu

1700 °C werden die Messsonden in Lichtbogenöfen zerstört und können daher aufgrund der Umgebungsbedingungen nicht wiederverwendet werden und müssen manuell ersetzt werden.

In **Bild 3.1** ist der Querschnitt einer Tauchtemperatursonde dargestellt. Diese besteht aus dem Drahtpaar eines Thermoelementes, welches durch ein Quarzrohr und eine Metallkappe sowie feuerfestem Zement oder Keramik geschützt ist. [Jel 94]

Die erste Messung der Stahlbadtemperatur wird typischerweise zu einem Zeitpunkt veranlasst, zu welchem der Ofenbediener der Ansicht ist, dass das Einsatzmaterial bereits weitgehend aufgeschmolzen ist. Diese Messung wird üblicherweise rechtzeitig vor der Überhitzung der Schmelze veranlasst, um die Abstichtemperatur gezielt mit einem gewünschten Abstichgewicht zu erreichen. Generell ist der Schmelzer bestrebt ein gewünschtes Temperaturprofil einzuhalten. Allerdings liegt die Anzahl von Temperaturmessungen während einer Charge dabei in seinem Ermessen und sollte möglichst gering sein. [And 11]

Grundsätzlich besitzt das Messprinzip der Temperatur erfassung mittels Thermoelementen eine sehr hohe Präzision von 1 K. Bei der Erfassung der Stahlbadtemperatur muss aber das gesamte Messverfahren zur Temperaturmessung betrachtet werden, denn hierbei treten verschiedene Effekte und Randbedingungen auf, die das Messergebnis teilweise erheblich beeinträchtigen.

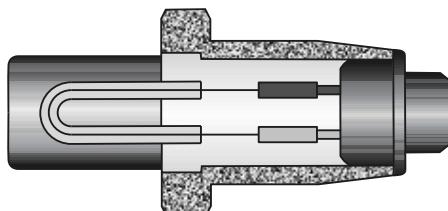


Bild 3.1: Tauchsonde zur Temperaturmessung

Nicht nur die Notwendigkeit die Ofentür für die Temperaturmessung zu öffnen und die Dauer des Messvorganges führen zu einem Einfluss auf den Schmelzprozess. Die gewöhnliche Praxis, während der Dauer der Messung die Förderrate des Eisen schwamms zu reduzieren, führt auch zu einer erheblichen Störung des Prozesses, da dies zum Zusammenfall der bereits aufgeschäumten Schlacke führen kann. Damit einher geht auch teilweise ein Reduzieren der elektrischen Wirkleistung während der Temperaturmessung.

Neben der eben erwähnten Beeinflussung des Schmelzprozesses durch die Durchführung von Temperaturmessungen können sich im Gegenzug gleich mehrere Merkmale des Schmelzvorgangs auf den Messwert der gemessenen Temperatur auswirken.

Obwohl die automatisierten Messungen jeweils an der gleichen Messposition und somit bei einer konstanten Eintauchtiefe durchgeführt werden, kann es zu fehlerhaften

Messungen kommen, da es sich beim Schmelzprozess um einen sehr dynamischen Vorgang im Inneren des Ofengefäßes handelt. Dies kann zu einer inhomogenen Temperaturverteilung in der Schmelze führen. Hierzu hat Caffery [Caf 97] umfangreiche Untersuchungen für den Drehstrom-Lichtbogenofen durchgeführt. Seine Versuche zeigen im Mittel lokale Temperaturdifferenzen von 13 K. In Extremfällen können diese bis zu 25 K zwischen der Temperatur im Abstickerker und der mittleren Temperatur der Schmelze erreichen. Im Bereich der typischen Messpositionen scheinen Temperaturdifferenzen von bis zu 15 K realistisch zu sein.

Ferner besteht die Möglichkeit, dass sich zum Zeitpunkt der Messung nicht eingeschmolzenes Material im Ofengefäß befindet. Auch wenn die Temperaturmessung dann die Temperatur des flüssigen Stahls an sich korrekt erfasst, stellt diese jedoch nicht die gesuchte Temperatur dar [And 11]. Als gesuchte Temperatur gilt die mittlere Temperatur des gesamten (fiktiv geschmolzenen) Einsatzmaterials im Ofengefäß, da diese proportional zum Energieinhalt pro Masse des Einsatzmaterials ist. Wird Schrott chargiert, der grobstückig ist und eine hohe Dichte aufweist, so kann dieser Effekt auftreten, wenn sich dieser Schrott im Bereich des Bodens oder der Wand des Ofengefäßes befindet, da der Wärmeeintrag in diese Bereiche des Lichtbogenofens deutlich schwerfälliger ist.

Ein kurzzeitiger Anstieg des Anteils nichtgeschmolzenen Einsatzmaterials im Ofen kann auch entstehen, wenn die kontinuierliche Zuführung von Eisenschwamm deutlich zu hoch ist und dieser mit der zugeführten Energie nicht sofort geschmolzen werden kann. Dies hat die Anhäufung von nicht geschmolzenem Eisenschwamm, einem so genannten Eisberg, zur Folge. Wie im Fall eines hohen Anteils an nicht geschmolzenem Schrott resultiert hieraus, dass die mittlere Temperatur des Ofeneinsatzes ebenfalls nicht korrekt erfasst wird. Der Zeitpunkt der Messung und der Prozesszustand im Ofen können die Qualität der Temperaturmessung somit erheblich beeinflussen.

Untersuchungen zur Genauigkeit der Temperaturerfassung von flüssigem Metall im Lichtbogenofen zeigen, dass die Messunsicherheit bis zu 18 K betragen kann (siehe [Gel 99]). Bei der Durchführung von Messungen in Schmelze, beträgt die Messunsicherheit hingegen nur bis zu 7 K. Im Vergleich zum Lichtbogenofen beträgt die Messunsicherheit im Pfannenofen lediglich bis zu 4 K [Wij 87], was auf den wesentlich stabileren Prozess im Pfannenofen zurückzuführen ist. Hierbei lag die Quote erfolgreich durchgeföhrter Temperaturmessungen im Pfannenofen bei 80 %.

Für besondere Anwendungsfälle ist die quasi kontinuierliche Messung der Stahlbadtemperatur zwar möglich (siehe [Köc 09] und [Köc 09]), allerdings ist dies nur in der Phase der Überhitzung und bisher nur bei einem Induktions- und einem Pfannenofen möglich. Hierzu erfolgt die Messung der Wärmestrahlung von der Schmelze mit einem Pyrometer indem ein Lichtwellenleiter in die Schmelze stetig nachgeführt wird, wodurch dieses Messverfahren mit hohen laufenden Kosten verbunden ist. Ferner ist es hierdurch für die kontinuierliche Temperaturmessung am Lichtbogenofen in der Phase der Eisenschwammförderung nicht geeignet.

3.1.2 Bisherige Modelle zur Prognose der Stahlbadtemperatur

Zur kontinuierlichen Prognose der Temperatur des Stahlbades existieren bereits verschiedene Ansätze. Der Großteil der Modelle basiert auf einer energetischen Bilanz des Schmelzprozesses und damit auf den eingesetzten Stoff- und Energiemengen beim jeweiligen Lichtbogenofen [Küh 02]. Dies ist grundsätzlich ein geeigneter Ausgangspunkt, allerdings ist hierfür ein erheblicher Aufwand erforderlich [Mor 02]. In **Bild 3.2** ist ein typischer Energiefluss am Beispiel eines Drehstrom-Lichtbogenofens mit kontinuierlicher Eisenschwamm-Förderung dargestellt.

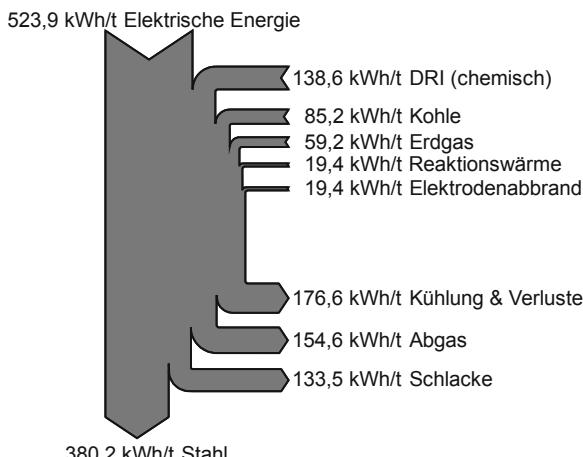


Bild 3.2: Energiefluss eines Drehstrom-Lichtbogenofens nach [Bar 10]

So müssen zunächst alle relevanten Eingangs- und Ausgangsgrößen des Schmelzprozesses für den jeweiligen Ofen erkannt, quantifiziert und letztlich in das Modell eingebunden werden. Dafür werden die Parameter der Modelle anhand chemischer und physikalischer Grundlagen definiert und/oder mittels empirischer Untersuchungen vergangener Chargen ermittelt [And 11]. Anschließend werden die Modelle für die kontinuierliche Berechnung der Temperatur im Prozessverlauf herangezogen, wobei üblicherweise keine fortlaufende Anpassung der Parameter infolge neuer Chargen erfolgt. Jedoch weisen insbesondere der Zustand des Schrotts, die tatsächliche Abgaszusammensetzung und die Verschlackungsenthalpie erhebliche Unsicherheiten auf. Die Vorhersage der Temperatur liegt bei diesen Modellen erfahrungsgemäß bei einer Genauigkeit zwischen 21,2 K und 30 K Standardabweichung [Köc 09] [Kle 11] [Tho 12].

An der Universität von Pretoria wurde ein nichtlineares Modell entwickelt, das ebenfalls auf der Massen- und Energiebilanz des Lichtbogenofens basiert. Es dient im Wesentlichen der Prognose von Temperatur und Kohlenstoffgehalt der Schmelze. Die

Schätzung der Temperatur erfolgt mit einer Genauigkeit von 21,9 K Standardabweichung. [Rat 03]

Am Konverter kann ein vergleichbares Modell nach [Li 10], das ebenfalls die Energiebilanz des Prozesses nutzt, eine Abweichung von unter 20 K für 83,3 % der Chargen erreichen. Dies ist allerdings durch den wesentlich stabileren Prozess am Konverter bedingt.

Weitere Ansätze greifen die Einflussparameter aus dem Bereich der Energiebilanzen auf, um die Stahlbadtemperatur zusätzlich mit Methoden der künstlichen Intelligenz zu schätzen. Am Lichtbogenofen werden drei verschiedene Ansätze mit neuronalen Netzen durch die Modelle von Fernández et al. [Fer 08], Mesa et al. (siehe [Mes 08] und [Mes 09]) und Machovčák et al. [Mac 11] vorgestellt. Bei dem letzten Modell geht [Mac 11] nicht näher auf die Genauigkeit ein, wohingegen [Mes 09] eine Abweichung von 25 K für 74 % der untersuchten Chargen angibt. Der Ansatz von [Fer 08] am Gleichstrom-Lichtbogenofen berücksichtigt lediglich einige der Eingangsgrößen der Energiemodelle und führt zu einer Abweichung von 20 K für 75 % der Chargen. Neben anderen Größen sind hierbei vor allem der Schrott, das DRI, der Sauerstoff, die Feinkohle sowie die zugeführte elektrische Energie wesentliche Eingangsgrößen des Modells.

Im Vergleich zu den konventionellen Modellen, die wie bereits geschildert auf den chemischen und physikalischen Grundlagen und zusätzlichen empirischen Untersuchungen am jeweiligen Lichtbogenofen beruhen, wird die Anzahl an benötigten Einflussparametern bei den Modellen mit künstlicher Intelligenz meist erheblich reduziert. Der verbleibende Aufwand bleibt dennoch groß und die Qualität des Ergebnisses hängt von der Wahl der Trainingsdaten ab.

Auch für den Prozess am Konverter existiert ein vergleichbarer Ansatz mit einem neuronalen Netz. Bedingt durch den weniger komplexen Prozess werden hierbei Standardabweichungen von 8 K erreicht. [Mer 06]

In [Bla 10] haben Blachnik et al. verschiedene Modelle auf Basis von linearer Regression entwickelt und untersucht. Sämtliche Eingangsgrößen werden auf Werte zwischen Eins und Null normiert, um als Zielgröße die Temperatur nach der ersten durchgeführten Temperaturmessung kontinuierlich zu schätzen. Das beste Ergebnis wurde mit einer linearen Regression erzielt, welche einen SVM (engl. „Support Vector Machine“) Algorithmus und eine Kostenfunktion zur Prognose der Temperatur nutzt. Die Standardabweichung der Temperaturschätzung beträgt dabei 21 K.

Es bestehen weitere Möglichkeiten, um Temperaturen von flüssigen Metallschmelzen zu erfassen. So wurde in [Mil 08] ein Ansatz vorgestellt, bei welchem der Schmelzprozess im Lichtbogenofen mit einer Infrarotkamera durch einen Erdgasbrenner beobachtet wird, der sich in der Wand des Ofengefäßes befindet. Diese Kamera ist an einem Gleichstrom-Lichtbogenofen installiert, welcher einen Einsatz von 155 t aufweist. Prinzipiell ist es dadurch möglich Temperaturen von Oberflächen (z. B. Ofenwand, Elektrode, Schlacke) darzustellen. Die präzise Messung der mittleren Temperatur einer Schmelze ist hiermit allerdings nicht möglich.

Für die kontinuierliche Temperaturmessung und -überwachung von flüssigen Metallschmelzen während des Gießvorganges wurde ein ähnliches Verfahren durch Book vorgestellt. Dieses nutzt ein Pyrometer zur Erfassung der Temperatur der Schmelze, die beim Gießvorgang aus einer Pfanne in einen Verteiler gegossen wird [Boo 11]. Ein kontinuierliches Messverfahren im Gießverteiler, das ein in den Verteilerboden eingesetztes Thermoelement verwendet, wird in [Gas 07] und [Gli 08] vorgestellt.

Abschließend bleibt festzuhalten, dass eine kontinuierliche Messung der Temperatur der Schmelze im Lichtbogenofen nach dem derzeitigen Stand der Technik noch nicht möglich ist. Aktuelle Modelle basieren auf der Energiebilanz des Prozesses oder Nutzen künstliche Intelligenz zur Temperaturprognose und weisen eine Prognosegüte ab 21,2 K Standardabweichung auf.

3.2 Neues Temperaturmodell zur Prognose der Stahlbadtemperatur

In Kapitel 3.1 wurde gezeigt, dass eine präzise und kontinuierliche Messung der Stahlbadtemperatur im Lichtbogenofen nicht möglich ist. Dies ist unter anderem auf die Bedingungen während des Schmelzprozesses im Ofen zurückzuführen. Aus diesem Grund ist die Temperaturprognose über ein Modell essentiell. Die im vorangegangenen Kapitel vorgestellten Ansätze sind grundsätzlich geeignet, weisen aber insbesondere hinsichtlich der Ein- und Ausgangsgrößen teilweise erhebliche Unsicherheiten auf. Diese sind zum Beispiel die wechselnde Qualität des verwendeten Materials (Schrott und Eisenschwamm), welche sich grundsätzlich auch auf die Verschlackung und das Ausbringen auswirken kann. Ferner besteht zusätzlich eine Unsicherheit bezüglich der tatsächlichen Zusammensetzung des Abgases, welche stark von dem Messor der Abgasanalyse abhängt. Aus dieser Betrachtungsweise ist ein Fehler solcher Modelle in einem Bereich von 25 K bis 30 K beachtlich, insbesondere da dies nur etwa 1 % der Energie entspricht, welche dem Schmelzprozess zugeführt wird.

Im Folgenden wird daher ein neues Modell vorgestellt, das die Temperatur des Stahlbades kontinuierlich schätzt. Dieses basiert auf einem linearen, statistischen Ansatz und nutzt die physikalischen Vorgänge zur Beschreibung des Schmelzprozesses.

3.2.1 Statistischer Ansatz

Im ersten Schritt werden zunächst die Prozessgrößen hinsichtlich ihrer Relevanz für den Energiebedarf bzw. den spezifischen Energiebedarf der Charge untersucht. Hierfür werden umfangreiche Korrelationsuntersuchungen durchgeführt. Die Ergebnisse sind teilweise in **Tabelle 3.1** dargestellt. Generell ist das Bestimmtheitsmaß mit der Ausnahme von kumulierten Größen sehr gering. Es ist klar ersichtlich, dass der Energiebedarf einer Charge im Wesentlichen mit den Größen

- Power On Time (Dauer der Zufuhr von elektrischer Wirkleistung),
- Masse an Schrott und Eisenschwamm (Einsatz gesamt) und
- Masse an Eisenschwamm

korreliert. Zu den weiteren relevanten Größen gehören

- teilweise der zugeführte Sauerstoff,
- die Dauer des Schmelzprozesses sowie
- die Wärmeverluste an Ofenwand und -deckel.

Betrachtet man den Wert des Bestimmtheitsmaßes für Sauerstoff, so wird deutlich, dass das sequentiell oder gleitend berechnete Bestimmtheitsmaß deutlich höher als das gesamte Bestimmtheitsmaß über alle Chargen ist. Dies weist darauf hin, dass es bei einem Teil der Chargen zu deutlich abweichenden Fahrweisen der Sauerstoff-zufuhr kommt. Typischerweise ist das Einblasen von Sauerstoff weitgehend konstant über die Dauer einer Charge. Wird der vorgegebene Sauerstoffgehalt in der Stahlschmelze nicht erreicht, so erfolgt in Einzelfällen hingegen eine beträchtlich abweichende Fahrweise des Sauerstoffeinblasens. Aus diesem Grund liegt bei den entsprechenden Chargen eine leichte Abhängigkeit zum Energiebedarf der Charge vor. Für diese Einzelfälle ist somit eine Berücksichtigung der eingeblasenen Sauerstoffmenge bei der Modellbildung erforderlich.

Des Weiteren ist eine Abhängigkeit des Energiebedarfes von den mittleren Wärmeverlusten, die über die wassergekühlten Wand- und Deckelelemente erfasst werden, im Bestimmtheitsmaß zu erkennen. Bedingt durch den Aufbau des Wasserkreislaufes weisen diese Größen eine hohe zeitliche Trägheit auf. Daher hängen diese häufig zu Beginn einer Charge noch von den Prozesseigenschaften der vorangegangenen Charge ab und eignen sie sich somit nur bedingt für ein dynamisches Modell zur kontinuierlichen Prognose der Stahlbadtemperatur. Daher scheint eine Berücksichtigung in Form einer generellen Konstante für die Wärmeverluste aussichtsreicher.

Generell korrelieren der zugeführte Eisenschwamm sowie die elektrische Wirkleistung (Power-On-Time bzw. die Dauer der Zuführung von elektrischer Energie) am stärksten mit dem Energiebedarf der Chargen. Die Werte der Korrelationen mit der Wärmeverlustleistung und der zugeführten Sauerstoffmenge sind wesentlich geringer. Insbesondere in der Flachbadphase, also nach einer erfolgten Probenahme, variieren die elektrische Wirkleistung und die DRI-Förderrate sehr stark. Betrachtet man das Variieren dieser Größen (siehe **Bild 3.3**), so ist die DRI-Förderrate mit einer Standardabweichung von 16,3 % ihres Mittelwertes eine hochdynamische Prozessgröße. Sie hat eine wesentlich höhere Dynamik als die elektrische Wirkleistung, die eine Standardabweichung von 4,8 % ihres Mittelwertes aufweist.

Dies ist durch die Fahrweise des Ofenpersonals zu erklären, welches die Fahrweise an den aktuellen Prozesszustand im Ofen anpasst und hierbei insbesondere auf die Temperatur der Stahlschmelze achtet. Mit starken Veränderungen des Prozesszustandes ist speziell bei der Überhitzung der Schmelze am Ende des Schmelzprozesses zu rechnen.

Im Weiteren wird ein Modell vorgestellt, das die physikalische Beschreibung des Schmelzens nutzt und mit den vorgestellten, statistisch bestimmten Größen des Prozesses die Temperatur der Stahlschmelze während der Eisenschwamm-Förderung schätzt.

Tabelle 3.1: Korrelation zwischen Größen des Schmelzprozesses und dem Energiebedarf bzw. dem spez. Energiebedarf für 7000 Chargen

Bestimmtheitsmaß R^2	Korrelation bzgl. Spez. Energiebedarf			Korrelation bzgl. Energiebedarf		
	gesamt	sequentiell	gleitend	gesamt	sequentiell	gleitend
Wirkleistung	-	0,03	0,03	0,10	0,05	0,05
Einsatz Gesamt	0,04	0,05	0,05	0,76	0,79	0,79
Einsatz Schrott	0,07	0,06	0,07	0,04	0,04	0,04
Einsatz Eisenschwamm	-	0,03	0,03	0,56	0,52	0,52
Anteil Eisenschwamm	0,02	0,04	0,04	0,23	0,18	0,18
Wärmeverlust Gesamt	-	0,03	0,03	0,32	0,32	0,32
Wärmeverlust Wand	0,01	0,03	0,03	0,17	0,23	0,23
Wärmeverlust Deckel	-	0,03	0,03	0,22	0,20	0,20
Power On Time	0,09	0,10	0,10	0,72	0,85	0,85
Power Off Time	0,02	0,05	0,05	0,01	0,02	0,02
Chargendauer	0,05	0,06	0,06	0,10	0,11	0,11
Sauerstoff je Charge	0,07	0,06	0,06	0,14	0,30	0,30
Sauerstoff je Einsatz	0,04	0,05	0,05	0,08	0,21	0,21
Chemische Energie	0,04	0,05	0,05	0,08	0,21	0,21
Knüppel	0,02	0,02	0,02	0,03	0,02	0,02
ES Staub	-	-	-	-	-	-
Stückkalk	0,10	0,06	0,06	0,03	0,07	0,07
Schleudermasse	0,02	0,02	0,02	0,01	0,01	0,01
Dolokalk	0,02	0,01	0,02	0,02	0,01	0,01
Schäumkohle	0,02	0,09	0,09	0,06	0,12	0,11
Erdgas	0,02	0,06	0,06	-	0,03	0,02
Späne	-	-	-	0,03	0,03	0,03
Ausbringen	0,02	0,02	0,02	0,03	0,02	0,02
Schmelzrate	0,49	0,60	0,60	-	0,04	0,03
Sauerstoffgehalt ppm	0,02	0,03	0,03	-	0,02	0,02
Abstichtemperatur	0,05	0,07	0,07	-	0,01	0,01

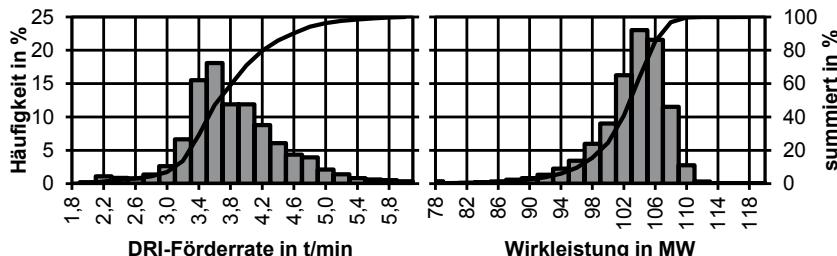


Bild 3.3: Histogramme von DRI-Förderrate ($3,8 \pm 0,6 \text{ t/min}$) und el. Wirkleistung ($103,4 \pm 4,9 \text{ MW}$) im Bereich einer DRI-Förderrate von 2 bis 6 t/min

Der physikalische Zusammenhang zwischen der zugeführten Energie und der Temperatur bzw. Temperaturänderung eines Materials wird durch seine thermodynamischen Stoffeigenschaften beschrieben. So steht die spezifische Wärmekapazität

$$c_p(T) = \frac{\Delta Q}{m \cdot \Delta T} \quad (3.1)$$

für eben diese Fähigkeit eines Stoffes thermische Energie zu speichern. Eine zugeführte Wärmeenergie ΔQ führt für einen Stoff der Masse m somit zu einer Zunahme der Temperatur um den Betrag ΔT .

Der in **Bild 3.4** ist der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität von Eisen über der Temperatur dargestellt. Deren Wert kann für Stahlschmelzen als nahezu konstant angesehen werden.

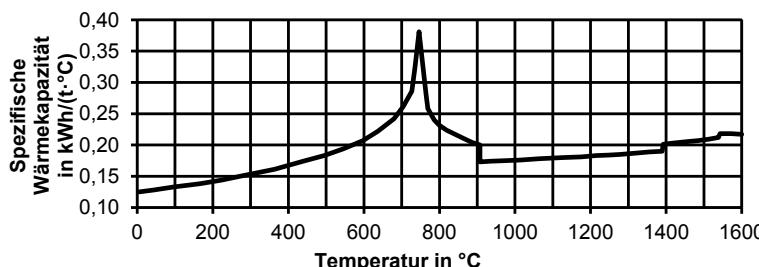


Bild 3.4: Spezifische Wärmekapazität von Eisen über der Temperatur [Rad 82]

Demnach folgt aus Gleichung (3.1) für die mit einer Veränderung der Stahlbadtemperatur einhergehende Änderung der Energie der Schmelze

$$\Delta Q_{\text{Schmelze}}(t) = c_p \cdot (m_{\text{Schrott}}(t - \Delta t) + m_{\text{DRI}}(t)) \cdot \Delta T(t). \quad (3.2)$$

Dabei sind m_{Schrott} die Menge an chargiertem Stahlschrott und m_{DRI} die Menge an chargiertem Eisenschwamm. Dem Schmelzprozess im Lichtbogenofen werden elektrische Energie über die Lichtbögen sowie chemische Energie über Sauerstoffflanzen und ggf. Brenner zugeführt. In der betrachteten Flüssigbadphase ist die Energiezufuhr über Brenner irrelevant. Deren Summe ergibt die insgesamt zugeführte Energie

$$\Delta Q_{\text{zu}} = \Delta Q_{\text{el}} + \Delta Q_{\text{ch}}, \quad (3.3)$$

welche eine Temperaturänderung der Stahlschmelze hervorrufen kann sowie für die Erwärmung des neu zugeführten Eisenschwamms sorgt. Wird kalter Eisenschwamm in die Schmelze gefördert, so muss dieser zunächst auf die Temperatur der Schmelze erwärmt werden. Hierfür wird nach

$$\Delta Q_{\text{DRI}}(t) = \frac{Q_{\text{el}}(t - \Delta t) + Q_{\text{ch}}(t - \Delta t)}{m_{\text{Schrott}}(t - \Delta t) + m_{\text{DRI}}(t - \Delta t)} \cdot \Delta m_{\text{DRI}}(t) \quad (3.4)$$

die gleiche spezifische Energie benötigt, welche dem Stahlbad bis dahin zugeführt wurde. Nach dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik bleibt die Energie im Inneren eines isolierten Systems erhalten. Allerdings kann Energie von einem Teilsystem in ein anderes Teilsystem transportiert werden. Das betrachtete System des Lichtbogenofens ist in **Bild 3.5** mit den schematisierten Energietransporten dargestellt.

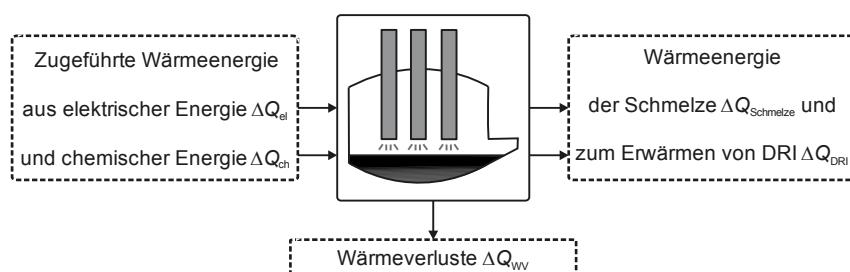


Bild 3.5: Schema des Systems – Lichtbogenofen mit Energietransporten

Für das betrachtete System gilt somit das Gleichungssystem

$$\Delta Q_{\text{el}} + \Delta Q_{\text{ch}} = \Delta Q_{\text{Schmelze}} + \Delta Q_{\text{DRI}} + \Delta Q_{\text{WV}}. \quad (3.5)$$

Die zugeführte Energie entspricht also der Summe aus der Energie der Schmelze abzüglich der Energie der Wärmeverluste ΔQ_{WV} sowie der Energie für das Erwärmen des Eisenschwamms ΔQ_{DRI} . Setzt man die Gleichungen (3.2) und (3.4) in Gleichung (3.5) ein, so kann die Temperaturänderung

$$\Delta T(t) = \frac{1}{c_p} \cdot \frac{\Delta Q_{el}(t) + \Delta Q_{ch}(t)}{m_{Schrott}(t - \Delta t) + m_{DRI}(t)} - \frac{1}{c_p} \cdot \frac{Q_{el}(t - \Delta t) + Q_{ch}(t - \Delta t)}{m_{Schrott}(t - \Delta t) + m_{DRI}(t)} \cdot \frac{\Delta m_{DRI}(t)}{m_{Schrott}(t - \Delta t) + m_{DRI}(t - \Delta t)} - \frac{1}{c_p} \cdot \frac{\Delta Q_{wv}}{m_{Schrott}(t - \Delta t) + m_{DRI}(t)} \quad (3.6)$$

berechnet werden. Für die Energiewandlung von elektrischer bzw. chemischer Energie in thermische Energie und den Energietransport in die Schmelze werden mittlere spezifische Wirkungsgrade für diese Teilprozesse nach

$$\Delta Q_{el} = \eta_{el} \cdot \Delta E_{el} \quad (3.7)$$

und

$$\Delta Q_{ch} = \eta_{O_2} \cdot \Delta V_{O_2} \quad (3.8)$$

eingeführt. Ferner wird die Änderung der thermischen Energie

$$\Delta Q_{wv} = P_{wv} \cdot \Delta t, \quad (3.9)$$

die aus den Wärmeverlusten entstehen, über das Produkt aus der Wärmeverlustleistung P_{wv} und dem Zeitschritt Δt ausgedrückt. Unter Berücksichtigung der Gleichungen (3.7) bis (3.9) kann somit in Gleichung (3.6) mit der elektrischen Energie, der zugeführten Sauerstoffmenge und der Wärmeverlustleistung auf bekannte Prozessgrößen des Lichtbogenofens zurückgegriffen werden. Dies führt zu einer abschließenden, thermodynamischen Beschreibung der Temperaturänderung der Stahlschmelze im Lichtbogenofen

$$\Delta T(t) = \frac{1}{c_p} \cdot \frac{\eta_{el} \cdot \Delta E_{el}(t) + \eta_{O_2} \cdot \Delta V_{O_2}(t)}{m_{Schrott}(t - \Delta t) + m_{DRI}(t)} - \frac{1}{c_p} \cdot \frac{\eta_{el} \cdot E_{el}(t - \Delta t) + \eta_{O_2} \cdot V_{O_2}(t - \Delta t)}{m_{Schrott}(t - \Delta t) + m_{DRI}(t)} \cdot \frac{\Delta m_{DRI}(t)}{m_{Schrott}(t - \Delta t) + m_{DRI}(t - \Delta t)} - \frac{1}{c_p} \cdot \frac{P_{wv}(t)}{m_{Schrott}(t - \Delta t) + m_{DRI}(t)} \cdot \Delta t \quad (3.10)$$

bei einer möglichen, kontinuierlichen Förderung von Eisenschwamm in der Flachbadphase des Schmelzprozesses. Ausgehend von dieser allgemeinen, physikalischen Beschreibung des Schmelzprozesses, werden nun für die an sich physikalisch vorgegebene Wärmekapazität und den elektrischen Wirkungsgrad mit

$$A \propto \frac{\eta_{el}}{c_p} \quad (3.11)$$

und

$$B \propto -\frac{\eta_{el}}{c_p} \quad (3.12)$$

variable Parameter eingeführt. Das heißt bewusst zwei unabhängige Parameter für den ersten und zweiten Quotienten. Der Wirkungsgrad für die chemische Energie bleibt erhalten. Allerdings wird dieser an den Parameter A und damit durch

$$w_v \propto \frac{\eta_{O_2}}{\eta_{el}} \quad (3.13)$$

an den elektrischen Wirkungsgrad gekoppelt. Die Wärmeverluste können in der Flachbadphase als nahezu konstant angenommen werden. Daher wird der Parameter

$$C \propto -\frac{1}{c_p} \cdot \frac{P_{wv}(t)}{m_{Schrott}(t - \Delta t) + m_{DRI}(t)} \quad (3.14)$$

ebenfalls als konstant angenommen, obwohl dieser zusätzlich von der Masse der Schmelze abhängt. Mit den in den Gleichungen (3.15) bis (3.21) eingeführten Parametern folgt für das Temperaturmodell der abschließende Zusammenhang

$$\begin{aligned} \Delta T = A \cdot & \frac{\Delta E_{el}(t) + w_v \cdot \Delta V_{O_2}(t)}{m_{Schrott}(t-1) + m_{DRI}(t-1) + \Delta m_{DRI}(t)} \\ & + B \cdot \frac{\Delta m_{DRI}(t) \cdot (E_{el}(t-1) + w_v \cdot V_{O_2}(t-1))}{(m_{Schrott}(t-1) + m_{DRI}(t)) \cdot (m_{Schrott}(t-1) + m_{DRI}(t-1))} + C \cdot \Delta t \end{aligned} \quad (3.15)$$

für die Temperaturänderung der Stahlschmelze.

Nach der Bohr- und Hauptschmelzphase können die Probenahme und eine erste Messung der Stahlbadtemperatur durchgeführt werden. Ausgehend von diesem ersten gemessenen Temperaturwert kann mit dem Temperaturmodell nach Gleichung (3.15) der weitere Verlauf der Temperatur prognostiziert werden. **Bild 3.6** zeigt ein Schema des Temperaturmodells, das alle Parameter und Eingangsgrößen des Modells beinhaltet.

Demnach wird ein Absinken der Stahlbadtemperatur durch die Förderung von Eienschwamm in die Schmelze (Parameter B) sowie durch die permanent vorliegenden Wärmeverluste über das Ofengefäß (Parameter C) hervorgerufen. Mit der Zuführung

von elektrischer Energie oder Sauerstoff (Parameter A) kann die Temperatur der Schmelze in Abhängigkeit der Mengen von Eisenschwamm und Schrott sowie der Eisenschwamm-Förderrate ansteigen.

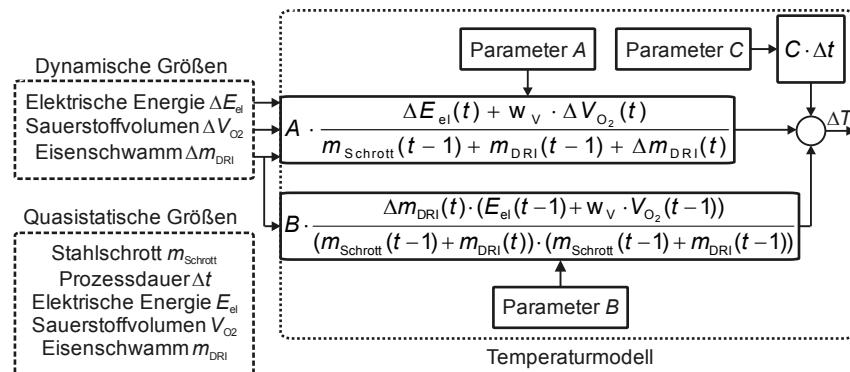


Bild 3.6: Schema des Temperaturmodells

3.2.2 Bestimmung der Modellparameter

Die Bestimmung der Parameter A , B und C erfolgt zunächst ohne Berücksichtigung des zugeführten Sauerstoffvolumenstromes (w_v ist gleich Null), da dieser beim überwiegenden Anteil der Chargen konstant ist und daher nur in Fällen einer deutlich abweichenden Fahrweise einen Einfluss hat. Durch Abkühlversuche wurde C zu

$$C = -1,5 \frac{K}{min} \quad (3.16)$$

bestimmt. Hierbei wurde bei Chargen gegen Ende des Schmelzprozesses die Zufuhr von Energie eingestellt und anschließend mehrere Temperaturmessungen während des Abkühlvorganges veranlasst. Die Temperaturmesswerte weisen bei diesem Vorgang einen linearen Zusammenhang nach Gleichung (3.16) auf.

Um die Parameter A und B zu bestimmen, wird die Summe der absoluten Fehler einzelner 1-Korb-Chargen in Abhängigkeit von diesen Parametern berechnet und anschließend über alle Chargen gemittelt. Für jede Charge werden die Parameter A und B im Wertebereich von 0 bis ± 4 (K·t)/kWh variiert und jeweils die Summe der absoluten Fehler berechnet. Die anschließende Mittelung über alle Chargen führt zu einem breiten, linearen Bereich in welchem die Kombination des Parameterpaars generell eine niedrige Summe der absoluten Fehler liefert (siehe Bild 3.7). Dieser grundsätzliche Verlauf wird durch die Proportionalität beider Parameter mit dem elektrischen Wirkungsgrad sowie der spezifischen Wärmekapazität hervorgerufen.

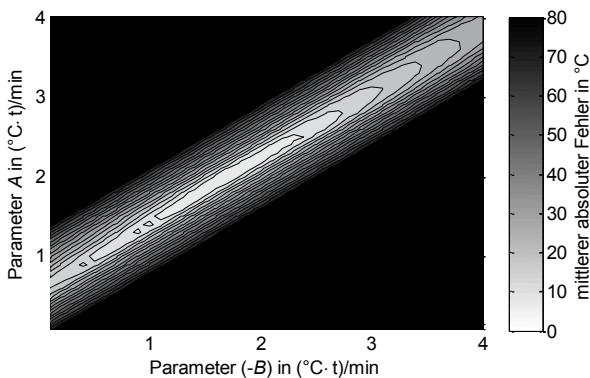


Bild 3.7: Bestimmung der Parameter des Temperaturmodells

Betrachtet man an Stelle der Summe der absoluten Fehler die Standardabweichung, so zeigt sich ein ähnlicher Verlauf. Als Ergebnis werden die optimalen Parameter A und B beim betrachteten Ofen so durch

$$A = 2,14 \frac{K \cdot t}{kWh} \quad (3.17)$$

und

$$B = -1,87 \frac{K \cdot t}{kWh} \quad (3.18)$$

beschrieben. Der Wirkungsgrad η_{el} steht für die Umsetzung der zugeführten, elektrischen Energie in thermische Energie der Schmelze beim Schmelzen von DRI und beträgt nach der Gleichung (3.11) für Parameter A etwa 47 %.

Es ist anzunehmen, dass sich die Parameter A und B aus verschiedenen Gründen über die Dauer eines Jahres verändern können. Dies kann durch Schwankungen in der Qualität des eingesetzten Eisenschwamms und des chargierten Stahlschrottes sowie deren Temperatur oder auch durch unbeständige Eigenschaften des Ofengefäßes und des Schmelzprozesses an sich hervorgerufen werden. Daher werden die Parameter im Anschluss an jede Charge stetig an die veränderten Prozessbedingungen adaptiert. Das hierfür entwickelte Verfahren wird in Teilkapitel 3.2.3 vorgestellt.

Nachdem die Eisenschwamm-Pellets durch eine Öffnung im Ofendeckel in das Innere des Ofengefäßes fallen, treffen sie zunächst auf die Schlacke und der Schmelzvorgang der Pellets beginnt nach **Bild 3.8**. In den Schichten der Schlacke sowie in der oberflächennahen Ebene des Stahlbades bildet sich um das Pellet zunächst eine Hülle

aus erstarrtem Stahl. Hat diese Hülle ihr Maximum erreicht, so beginnt sie zu schmelzen. Nachdem das Pellet seinen ursprünglichen Radius erneut erreicht hat (Bild 3.8 c)), beginnt das Pellet langsam zu schmelzen, bis es sich schließlich gänzlich aufgelöst hat.

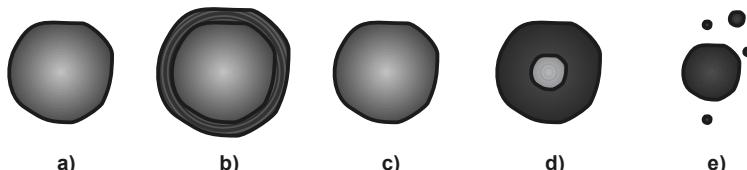


Bild 3.8: Schmelzvorgang eines DRI-Pellets a) vor dem Eintauchen in die Schmelze, b) mit Hülle aus erstarrtem Stahl, c) geschmolzener Hülle, d) Erwärmen bis zum vollständiges Schmelzen des DRI-Pellets e)

Das Schmelzverhalten von DRI in Stahlschmelzen wurde bereits in vielen Publikationen untersucht. Den Vorgang der Erwärmung und des Schmelzens haben z. B. Seaton et al. in Versuchen durch das Tauchen von DRI-Pellets mit einem Radius von 9,3 mm in eine Stahlschmelze, die eine konstante Temperatur von 1580 °C hat, untersucht [Sea 80].

In **Bild 3.9** ist der Verlauf der Kerntemperatur des DRI-Pellets dargestellt, das nach dem Midrex-Verfahren erzeugt wurde und nach etwa 12 s geschmolzen ist. In [Oet 89] wird die Schmelzzeit eines DRI-Pellets (Ausgangsradius: 1 cm; Stahlbadtemperatur: 1600 °C) mit 14 s angegeben.



Bild 3.9: Verlauf der Kerntemperatur eines Midrex-Pellets (Radius 9,3 mm) getaucht in ein Stahlbad mit einer Temperatur von 1580 °C [Sea 80]

Der zeitliche Verlauf der Erwärmung gleicht einer exponentiell ansteigenden Funktion. Bei weiteren Versuchen wurden Schmelzezeiten von 7 bis 12 s festgestellt. Für das Schmelzen von Eisenschwamm im Lichtbogenofen der ArcelorMittal Hamburg GmbH ist dieser Versuch repräsentativ, da er weitgehend mit den dortigen Bedingungen übereinstimmt. Die dortigen DRI-Pellets weisen zu 90 % einen Radius zwischen 5 und 25 mm auf [Sch 95].

Die Untersuchungen zur Schmelzezeit von Eisenschwamm in weiteren Forschungsarbeiten führen zu ähnlichen Ergebnissen. In [Rad 82] und [Gud 82] zeigen Versuche, dass bis zu 30 s bis zum vollständigen Schmelzen von DRI vergehen. Verschiedene Einflüsse auf die Schmelzezeit werden in [Sad 81] und [Sad 90] experimentell untersucht. So nimmt die Dauer des Schmelzens mit ansteigender Stahlbadtemperatur sowie mit einem höheren Metallisierungsgrad der Pellets leicht ab und beträgt bei den Versuchen zwischen 2 und 20 s.

Diese Schmelzezeit von Eisenschwamm-Pellets in der Stahlschmelze muss im Temperaturmodell berücksichtigt werden. Über diesen Vorgang des reinen Schmelzens hinaus sind zwei weitere zeitliche Größen zu beachten. Generell wird der Eisenschwamm in einem Silo zwischengelagert und gelangt über Förderbänder sowie einen Trichter durch eine Öffnung des Ofendeckels in das Ofengefäß. Das Gewicht des Eisenschwamms wird dabei durch das Wiegen während der kontinuierlichen Förderung auf den Förderbändern erfasst. Neben der eigentlichen Schmelzezeit tritt also zusätzlich noch eine zeitliche Differenz zwischen der Datenerfassung des Gewichtes und dem Schmelzbeginn der Eisenschwamm-Pellets auf.

Um diese zeitliche Differenz zwischen der Messwerterfassung und dem eigentlichen Schmelzen des Eisenschwamms im Temperaturmodell zu beachten, wurde die DRI-Förderrate mit einem Verzögerungsglied 1. Ordnung (PT1-Glied) nach

$$m_{\text{DRI,PT1}}(t) = \frac{1}{1 + \frac{T_{\text{DRI}}}{\Delta t}} \cdot \left(K_{\text{DRI}} \cdot m_{\text{DRI}}(t) + \frac{T_{\text{DRI}}}{\Delta t} m_{\text{DRI,PT1}}(t - \Delta t) \right) \quad (3.19)$$

gefiltert und als Eingangsgröße im Temperaturmodell berücksichtigt. In der Gleichung entspricht Δt mit 5 s dem Zeitpunkt zwischen zwei erfassten Messwerten. Der Verstärkungsfaktor K_{DRI} ist gleich 1. Die Zeitkonstante T_{DRI} der zeitlichen Verzögerung wurde nach dem Simulated-Annealing-Verfahren bestimmt (siehe **Bild 3.10**).

In diesem Zusammenhang wurde außerdem untersucht, wie sich die zugeführte elektrische und chemische Energie auf die zeitliche Veränderung der Stahlbadtemperatur auswirkt. In diesem Fall ist die zeitliche Dauer für den Transport der Energie in den Lichtbogenofen zwar nicht beachtenswert, aber der dort stattfindende Prozess der thermischen Erwärmung von Schmelze und Schlacke sowie der vollständigen Homogenisierung der Temperatur, ist letztlich entscheidend für die Temperaturmessungen. Daher wurde neben der DRI-Förderrate auch bei der zugeführten elektrischen Wirkleistung nach

$$P_{PT1}(t) = \frac{1}{1 + \frac{T_p}{\Delta t}} \cdot \left(K_p \cdot P(t) + \frac{T_p}{\Delta t} P_{PT1}(t - \Delta t) \right) \quad (3.20)$$

eine Filterung mit einem Verzögerungsglied 1. Ordnung durchgeführt. Der Verstärkungsfaktor K_p ist ebenfalls gleich 1 und die Zeitkonstante T_p wurde im Zuge des Simulated-Annealing-Verfahrens gleichzeitig mit der Zeitkonstante T_{DRI} der DRI-Förderrate bestimmt.

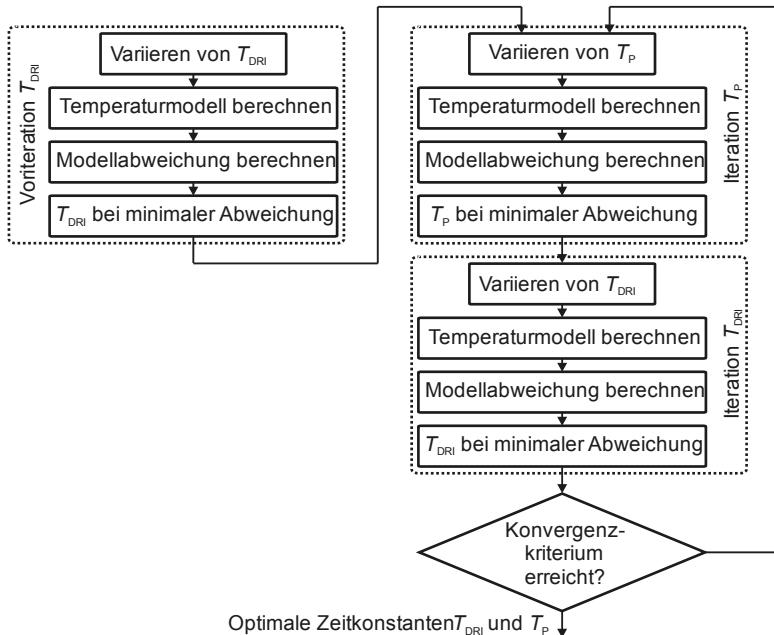


Bild 3.10: Schema zur Bestimmung der zeitlichen Verzögerungen für das Schmelzen von Eisenschwamm und die Homogenisierung der Stahlbadtemperaturverteilung

Mit diesem Verfahren wurden die Zeitkonstanten für die DRI-Förderrate zu

$$T_{DRI} = 33 \text{ s} \quad (3.21)$$

sowie für die elektrische Energie zu

$$T_p = 45 \text{ s} \quad (3.22)$$

bestimmt. In **Bild 3.11** ist die prozentuale Verbesserung der Temperaturschätzung durch das Temperaturmodell in Abhängigkeit des Wertes der Zeitkonstante für die Filtration der Eisenschwamm-Förderrate dargestellt. Der Betrag der Verbesserung ist in einem relativ breiten Bereich um das Optimum nahezu gleich hoch. Dies ist plausibel, da sich dieser Wert aus der konstanten Dauer für den Transport der DRI-Pellets zum Ofen sowie der variablen Dauer für das Schmelzen der Eisenschwamm-Pellets und für die Homogenisierung der Stahlbadtemperatur zusammensetzt.

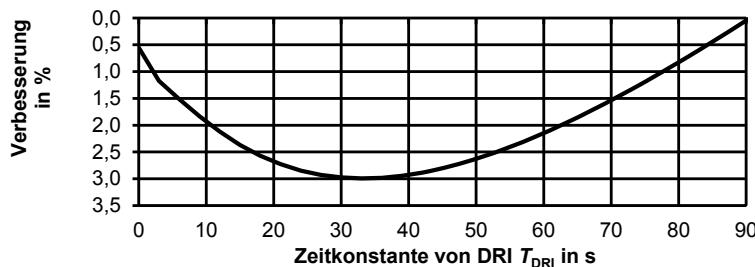


Bild 3.11: Verbesserung der Standardabweichung der Prognose des Temperaturmodells durch Berücksichtigung des verzögerten Einschmelzens von DRI-Pellets [And 12]

Beim betrachteten Lichtbogenofen liegt die Transportdauer konstant bei etwa 14 s. Der relativ breite Bereich des Optimums ist hier insbesondere auf den Einfluss der Temperatur der Schmelze zurückzuführen, da die Anfangstemperatur des Eisenschwamms mit typischerweise 20 bis 50 °C niedrig ist und als weitgehend konstant angenommen werden kann.

Die grundlegenden Versuche von Ehrbar [Ehr 79] zum Einfluss dieser beiden Temperaturwerte auf die Schmelzzeit von Eisenschwamm-Proben sind in **Bild 3.12** dargestellt. Diese zeigen, dass die Anfangstemperatur des Eisenschwamms bei Temperaturen von unter 100 °C nur einen sehr geringen Einfluss auf die Schmelzzeit hat. Dies wird durch Versuche von O'Malley [OMa 83] sowie von Rademacher [Rad 82] gestützt. Dagegen kann ein Anstieg der Stahlbadtemperatur von 1600 °C auf 1650 °C eine Reduzierung der Schmelzzeit um 38 % verursachen (siehe auch [Sad 90]).

Weitere Ursachen für die Schmelzzeit von Eisenschwamm-Pellets lassen sich übergeordnet in die Materialeigenschaften der Pellets und in die Eigenschaften der Umgebungsbedingungen gliedern. Die Miteinbeziehung dieser Zusammenhänge ist, wegen nicht zeitnah möglicher Analyse der Materialeigenschaften, bei der Berücksichtigung der Schmelzzeit im Temperaturmodell nicht möglich.

So verkürzt sich die Dauer des Schmelzens durch einen höheren FeO-Gehalt [OMa 83] oder auch durch eine höhere Wärmeleitfähigkeit [Ehr 79] des Eisenschwamms. Dagegen nimmt die Dauer des Schmelzvorganges mit zunehmender

Dichte [OMa 83] [Pin 15] oder auch mit einer höheren spezifischen Wärmekapazität [Pin 15] der Eisenschwamm-Pellets zu.

Bei den Umgebungsbedingungen hat neben der Temperatur auch der Kohlenstoffgehalt des Stahlbades einen Einfluss auf die Schmelzdauer von DRI, die mit einem ansteigenden Kohlenstoffgehalt abnimmt [Rad 82].

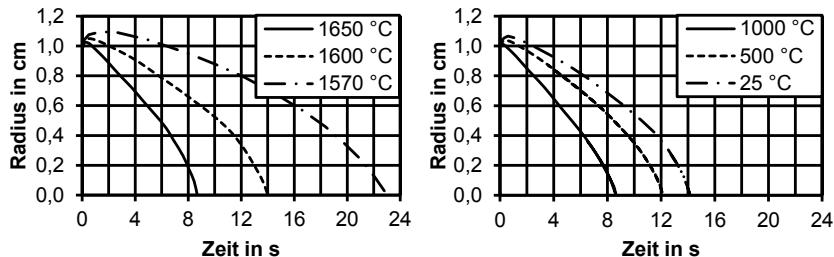


Bild 3.12: Schmelzverhalten von DRI in Abhängigkeit der Temperatur des Stahlbades a) und der Anfangstemperatur des DRI b) [Ehr 79]

Neben den praktischen Versuchen zum Einschmelzen von Eisenschwamm existieren auch vielfach mathematische Modelle zur Simulation des Einschmelzens einzelner Eisenkugeln oder Eisenschwamm-Pellets. Diese finden sich unter anderem in [Ehr 79], [Rad 82] und [Pin 15]. Letzterer simuliert die Schmelzdauer von DRI in Schlacke. Ein Modell zur Prognose der Kerntemperatur wird durch [OMa 83] vorgestellt, welches mit Versuchen validiert wird, bei welchen die Kerntemperatur von DRI-Pellets gemessen wird.

Abschließend sind die Auswirkungen der eingeführten Verzögerungsglieder auf das Temperaturmodell am Beispiel des zeitlichen Verlaufes einer Charge in **Bild 3.13** dargestellt. Dabei ist zunächst hervorzuheben, dass die Messungen nach 34 und 36 Minuten eine hohe Abweichung zur Modellprognose aufweisen. Mit sehr hoher Wahrscheinlichkeit handelt es sich dabei um Fehlmessungen, da ein Messwert von 1520 °C außergewöhnlich niedrig ist und die anschließende Temperaturdifferenz der Werte der nächsten beiden durchgeführten Messungen bei Minute 36 und 37 einem Temperaturanstieg, der in der gemessenen Ausprägung physikalisch nicht plausibel ist.

Als Ursache für die Fehlmessung wird durch das Ofenpersonal eine inhomogene Verteilung einer ungewöhnlich großen Menge an Eisenschwammbriketts in der Nähe der Messstelle vermutet. Anschließend führen das simulierte Schmelzverhalten des Eisenschwamms und die zeitlich verzögerte elektrische Wirkleistung zu einer plausiblen, ebenfalls verzögerten Homogenisierung der Schmelze. Die anschließenden Temperaturmesswerte werden mit hoher Genauigkeit erreicht.

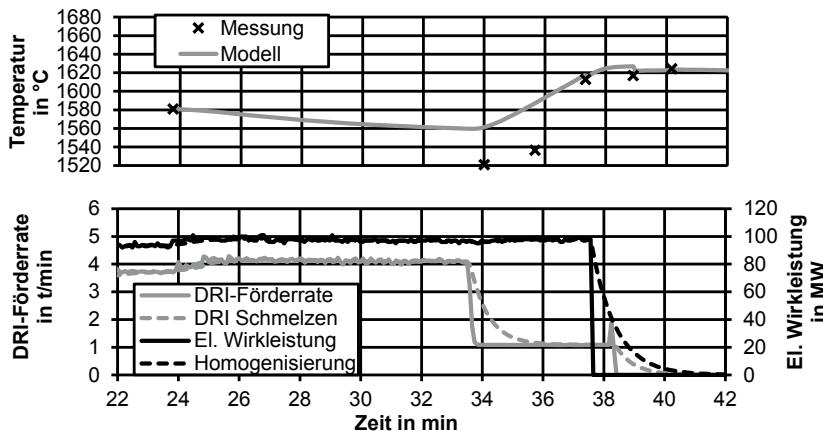


Bild 3.13: Auswirkungen der Verzögerungsglieder 1. Ordnung der elektrischen Wirkleistung ($T_P = 45$ s) und der DRI-Föderrate ($T_{DRI} = 33$ s) [And 12]

Bei der Bestimmung der Parameter A und B wurde der Einfluss des zugeführten Sauerstoffes zunächst vernachlässigt. Die spezifischen Reaktionsenthalpien bei den Reaktionen des Kohlenstoffes der Schmelze mit dem eingeblasenen Sauerstoff betragen $w_{CO} = 2,6 \text{ kWh/kgc}$ bei der Reaktion zu Kohlenstoffmonoxid und $w_{CO_2} = 9,1 \text{ kWh/kgc}$ bei der Reaktion zu Kohlenstoffdioxid [Krü 98]. Das Massenverhältnis von Kohlenstoff zu Sauerstoff beträgt bei der Reaktion zu Kohlenmonoxid drei zu vier. Demnach kann die volumenspezifische Reaktionsenthalpie zu

$$\Delta H_{CO} = \frac{3}{4} \cdot \rho_{O_2} \cdot w_{CO} \quad (3.23)$$

berechnet werden. Diese ist auf das Sauerstoffvolumen bezogen. Die Normdichte von Sauerstoff ρ_{O_2} wird zu $1,4 \text{ kg/m}^3$ (i.N.) angenommen. Demnach beträgt die volumenspezifische Reaktionsenthalpie $2,7 \text{ kWh/m}^3$ (i.N.) für die Reaktion zu CO und $9,6 \text{ kWh/m}^3$ (i.N.) für die Reaktion zu CO_2 . Dies wird durch die Werte von $5,2 \text{ kWh/m}^3$ (i.N.) für das Schmelzen von Schrott [Tou 10] [Ala 08] und $2,6 \text{ kWh/m}^3$ (i.N.) beim Schmelzen von DRI [Ala 08] bestätigt.

Demnach entsteht bei der DRI-Förderung in der Flachbadphase nahezu ausschließlich Kohlenmonoxid. In dieser Phase beträgt der Sauerstoffvolumenstrom typischerweise 3500 m^3 (i.N.)/h. Als Wirkungsgrad für die Umsetzung von chemischer Energie in thermische Energie der Stahlschmelze wird 25 % angenommen. Folglich beträgt die über Sauerstoff in die Schmelze übertragene Leistung etwa

$$E_{O_2} = \frac{3}{4} \cdot \rho_{O_2} \cdot w_{CO} \cdot \dot{V}_{O_2} \cdot \eta_{O_2} \approx 2,4 \text{ MW} \quad (3.24)$$

und ist demnach erheblich geringer als die elektrische Leistung. Selbst beim maximal möglichen Sauerstoffvolumenstrom von $6000 \text{ m}^3 \text{ (i.N.)/h}$ beträgt die über Sauerstoff in die Schmelze eingetragene Leistung lediglich 4,1 MW.

Die Bestimmung des Parameters w_v , welcher die über Sauerstoff zugeführte Leistung im Temperaturmodell nach Gleichung (3.15) berücksichtigt, erfolgt iterativ nach dem Verfahren der Monte-Carlo-Simulation. Hierfür wurden Chargen ausgewählt, die im zeitlichen Bereich der Temperaturmessungen eine starke Varianz des zugeführten Sauerstoffvolumenstroms aufweisen. Ausgehend vom Startwert w_v gleich Null werden die optimalen Parameter A , B und w_v bestimmt. Als Gütekriterium hierfür wird die Standardabweichung der Differenz zwischen dem Wert der Temperaturmessung und der durch das Temperaturmodell prognostizierten Temperatur der Schmelze betrachtet.

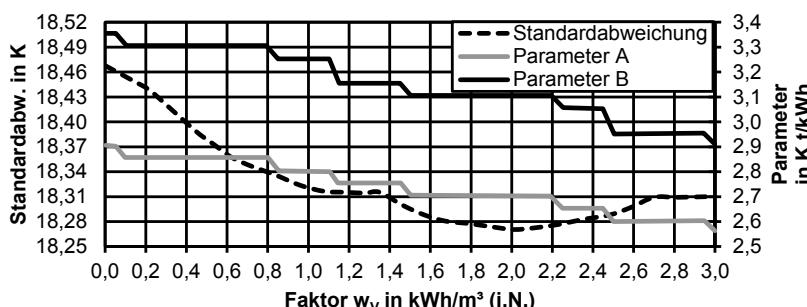


Bild 3.14: Verbesserung der Standardabweichung des Temperaturmodells in Abhängigkeit der Parameter A , B und w_v

Der Faktor für den Leistungseintrag durch den zugeführten Sauerstoffvolumenstrom beträgt im Optimum (siehe Bild 3.14)

$$w_v = 2 \frac{\text{kWh}}{\text{Nm}^3} \quad (3.25)$$

und wird so als eine an den elektrischen Wirkungsgrad gekoppelte Konstante im Temperaturmodell berücksichtigt.

3.2.3 Adaption der Parameter

Grundsätzlich bleiben in der Gleichung (3.10) des Temperaturmodells verschiedene Einflüsse auf die Temperatur der Schmelze unberücksichtigt. So ist davon auszugehen, dass sowohl die Materialien Eisenschwamm und Schrott einer Streuung in der Qualität unterliegen, als auch die Wärmeverluste variieren. Weiterhin können sich ge-

gebenenfalls auch der Wirkungsgrad der Energieeinbringung durch den Sauerstoff sowie der Wirkungsgrad der Umsetzung von elektrischer Energie in thermische Energie der Schmelze verändern. Die Gründe hierfür liegen in kurzfristigen sowie langfristigen Schwankungen der Material- und Prozesseigenschaften.

Allgemein sind bei der Betrachtung des elektrischen Wirkungsgrades über den gesamten Verlauf einer Charge deutliche Unterschiede zwischen der Phase des Schrottschmelzens und der Flachbadphase zu erwarten. Letztere Prozessphase ist von Interesse, da erst in dieser Phase Messungen der Temperatur möglich sind, welche eine Voraussetzung für die Temperaturprognose mit dem vorgestellten Temperaturmodell sind. In dieser Phase weisen die Lichtbögen typischerweise ein stabiles Brennverhalten auf und sind in der Regel von Schmelze umhüllt. Dies führt zu einem weitgehend konstanten elektrischen Wirkungsgrad. Dieser variiert dennoch für einzelne Chargen in größerem Umfang, da die Eigenschaften des Schmelzprozesses als Folge der individuellen Fahrweisen des Ofenbedieners abweichend können.

Für die Adaption der Parameter ist lediglich eine langfristige Veränderung des elektrischen Wirkungsgrades von Bedeutung, welche demnach mehrere Chargen übergreift. Dies kann durch verschiedene Ursachen hervorgerufen werden. Zum Beispiel durch den Verschleiß der Feuerfestausmauerung, durch das Zusetzen der Öffnungen der Brenner mit Schmelze oder auch durch das Anhaften von Schmelze an die Innenseiten der wassergekühlten Elemente des Obergefäßes, bzw. durch eine Veränderung der Dicke der Schmelzeschicht auf diesen Elementen.

Um Veränderungen der Eigenschaften des Ofens, des Schmelzprozesses sowie der Qualität des Schrottes und des Eisenschamms Rechnung zu tragen, wird im Folgenden eine Strategie zur stetigen Adaption der Parameter des Temperaturmodells vorgestellt.

Im ersten Schritt werden aus Gleichung (3.15) zunächst die Anteile der jeweiligen Parameter an der Temperaturänderung nach

$$\Delta T_A = A \cdot \frac{\Delta E_{el}(t) + w_v \cdot \Delta V_{O_2}(t)}{m_{Schrott}(t-1) + m_{DRI}(t-1) + \Delta m_{DRI}(t)}, \quad (3.26)$$

$$\Delta T_B = B \cdot \frac{\Delta m_{DRI}(t) \cdot (E_{el}(t-1) + w_v \cdot V_{O_2}(t-1))}{(m_{Schrott}(t-1) + m_{DRI}(t)) \cdot (m_{Schrott}(t-1) + m_{DRI}(t-1))}, \quad (3.27)$$

$$\Delta T_C = C \cdot \Delta t \quad (3.28)$$

berechnet, um damit den prozentualen Anteil an der gesamten Temperaturänderung während einer Charge nach

$$g_A = \frac{\sum \Delta T_A}{\sum \Delta T_A + \sum |\Delta T_B| + \sum |\Delta T_C|} \quad (3.29)$$

und

$$g_B = \frac{\sum |\Delta T_B|}{\sum \Delta T_A + \sum |\Delta T_B| + \sum |\Delta T_C|} \quad (3.30)$$

zu bestimmen. Im Anschluss an jede Charge werden die Parameter A und B in Abhängigkeit der Summe der absoluten Abweichungen f_{abs} nach

$$A_{k+1} = \begin{cases} (1 - 0,02 \cdot g_A) \cdot A_k & \forall \quad \sum f_{\text{abs}} > 0 \\ (1 + 0,02 \cdot g_A) \cdot A_k & \forall \quad \sum f_{\text{abs}} < 0 \end{cases} \quad (3.31)$$

und

$$B_{k+1} = \begin{cases} (1 + 0,02 \cdot g_B) \cdot B_k & \forall \quad \sum f_{\text{abs}} > 0 \\ (1 - 0,02 \cdot g_B) \cdot B_k & \forall \quad \sum f_{\text{abs}} < 0 \end{cases} \quad (3.32)$$

über die prozentualen Gewichtungsfaktoren g_A und g_B der jeweiligen Parameter definiert. Dabei wird die absolute Abweichung

$$f_{\text{abs}} = T_{\text{Modell}} - T_{\text{Messung}} \quad (3.33)$$

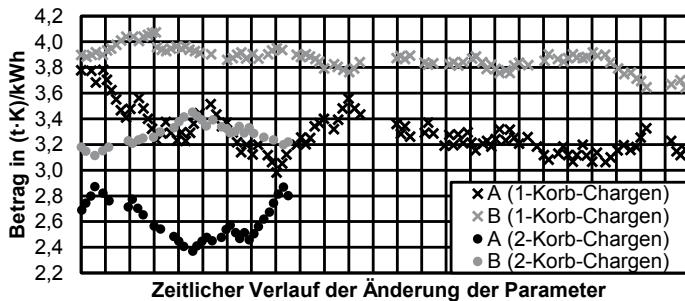
durch die Differenz der über das Temperaturmodell berechneten Temperatur T_{Modell} und der gemessenen Temperatur T_{Messung} berechnet.

In der Praxis hat sich gezeigt, dass die Parameter des Modells je nach Chargentyp zu geringfügig unterschiedlichen Werten tendieren. Dies liegt am prozentualen Anteil an Stahlschrott je Charge, der mit der Anzahl an chargierten Körben variiert. Je mehr Körbe chargiert wurden (bzw. mit steigender Schrottmenge), desto kürzer ist die Dauer der Flachbadphase. Das resultiert in einem geringeren Betrag von Parameter A , da dieser proportional zum Wirkungsgrad des Energieeintrages von elektrischer Energie in die Stahlschmelze ist. Der prozentuale Anteil des Warmfahrens an der Flachbadphase nimmt hier aufgrund der kürzeren Flachbadphase durch die größere Schrottmenge ab. Diese Annahme wird durch die Werte von Parameter A in **Tabelle 3.2** bestätigt. Parameter B hängt indirekt zwar auch vom Energieeintrag in die Schmelze ab, allerdings im Wesentlichen auch von der Qualität des eingesetzten Eisenschwamms.

Tabelle 3.2: Typische Werte der Parameter des Temperaturmodells

Parameter	Chargetyp			Einheit
	1-Korb	2-Korb	3-Korb	
A	3,14	2,80	2,75	(t·K)/kWh
B	-3,61	-3,21	-3,08	(t·K)/kWh

Bild 3.15 zeigt den zeitlichen Verlauf der Parameter A und B für 1-Korb-Chargen und 2-Korb-Chargen, welcher durch die fortlaufende Adaption im Anschluss an jede Charge hervorgerufen wird. Allgemein hängt dieser Verlauf von vielen Faktoren ab, wie dem Zustand des Ofengefäßes, der Jahreszeit bzw. Umgebungstemperatur, der Eisenschwamm- und Schrottqualität, dem elektrischen und chemischen Wirkungsgrad und vielen weiteren Einflüssen. Es wird deutlich, dass der Parameter B deutlich konstanter als der Parameter A ist. Die Qualität des Eisenschwamms scheint also erheblich stabiler zu sein als der elektrische Wirkungsgrad des Energieeintrags. Dies ist nachvollziehbar.

**Bild 3.15: Änderung der Parameter durch Adaption im zeitlichen Verlauf**

3.2.4 Wissensbasierte Korrektur der ersten Temperaturmessung

In Kapitel 3.1.1 wurde bereits auf Herausforderungen eingegangen, welche bei der Durchführung von Messungen mit Tauchtemperatursonden im Lichtbogenofen bestehen. Besonders in frühen Phasen des Schmelzprozesses besteht die Gefahr von fehlerhaften Temperaturmessungen. Diese erfolgen häufig noch bei niedrigen Temperaturen und beinhalten daher das erhöhte Risiko, dass sich innerhalb der Stahlschmelze eine nicht vernachlässigbare Menge noch nicht vollständig geschmolzenem Stahlschrotts oder Eisenschwamms befindet. Dieser befindet sich meist am Boden oder an Randzonen des Ofengefäßes, die nur schwer durch die Lichtbögen erwärmt werden. Infolge der inhomogenen Temperaturverteilung innerhalb der Schmelze führt dies ei-

nerseits zu einer erhöhten Messunsicherheit für frühzeitig durchgeführte Temperaturmessungen. Andererseits ist eine mögliche frühe Messung wünschenswert, um entsprechend reagieren zu können.

Aus diesen Gründen wurden diese Messungen, welche jeweils durch die erste Temperaturmessung einer Charge repräsentiert wird, zunächst evaluiert, um darauf basierend eine modellbezogene Wertung des vorliegenden Messwertes vorzunehmen. So wird eine mittlere statistische Temperatur T_{xe} über die Ebenengleichung

$$T_{xe}(x_s, e_{el}) = 1421,92 \text{ } ^\circ\text{C} + 46,13 \text{ } ^\circ\text{C} \cdot x_s + 0,26 \frac{\text{t} \cdot \text{C}}{\text{kWh}} \cdot e_{el} \quad (3.34)$$

in parametrischer Form dargestellt. Diese wird durch den Schrottanteil x_s des Einsatzes im Ofengefäß und der spezifischen elektrischen Energie e_{el} zum Zeitpunkt der Durchführung der Temperaturmessung definiert (siehe **Bild 3.16**). Im Bereich niedriger Temperaturmesswerte treten verstärkt höhere Abweichungen zu der Ebene auf.

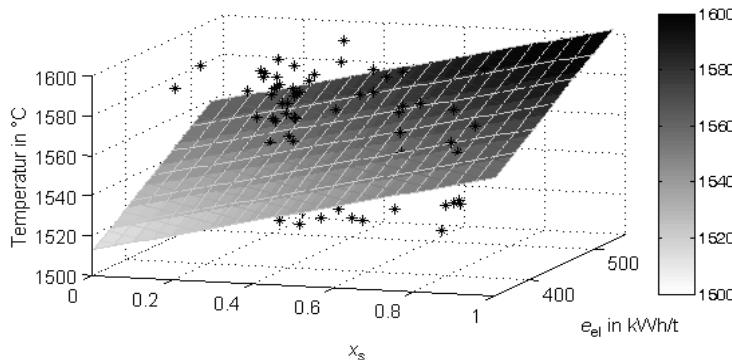


Bild 3.16: Erste gemessene Temperaturen über den aktuellen Werten der spezifischen elektrischen Energie e_{el} und des Anteils an Schrott x_s

Eine wissensbasierte Korrektur des ersten Temperaturmesswertes auf Basis der Differenz zwischen diesem Messwert und der mittleren theoretischen Temperatur ist durch den Korrekturfaktor

$$\Delta T_K(x_s, e_{el}, T_{Messung}) = (T_{Messung} - T_{xe}(x_s, e_{el})) \cdot \lambda(T_{Messung}) \quad (3.35)$$

möglich.

Die bereits begründete, geringere Messunsicherheit bei höheren Temperaturwerten wird durch den temperaturabhängigen Parameter

$$\lambda(T_{\text{Messung}}) = \begin{cases} 0 & \forall T_{\text{Messung}} \geq 1590^{\circ}\text{C} \\ 0,06 \frac{T_{\text{Messung}} - 1590^{\circ}\text{C}}{^{\circ}\text{C}} & \forall T_{\text{Messung}} < 1590^{\circ}\text{C} \end{cases} \quad (3.36)$$

berücksichtigt. Niedrige Temperaturmesswerte werden dadurch zu maximal 30 % in Richtung des theoretisch zu erwartenden Temperaturwertes korrigiert. Dies kompensiert teilweise die Beeinflussung der Temperaturmessung durch ungeschmolzenen, noch festen Stahl innerhalb der Stahlschmelze und stellt damit die Repräsentativität der Messungen sicher. So ergibt sich der letztendliche Startwert des Temperaturmodells zu

$$T_{\text{Modell}} = T_{\text{Messung}} - \Delta T_K(x_s, e_{\text{el}}, T_{\text{Messung}}). \quad (3.37)$$

Ausgehend von diesem Wert wird die aktuelle Temperatur der Schmelze über die Summe mit Gleichung (3.15) iterativ berechnet.

In **Bild 3.17** ist exemplarisch eine Charge mit einem sehr niedrigen ersten Temperaturmesswert dargestellt. Zusätzlich zu dem recht hohen Anteil an Schrott, der 58 % der Einsatzmenge zum Zeitpunkt der Temperaturmessung ausmacht, wurde mit dem Schrottkorb eine nicht vernachlässigbare Menge an Eisenschwamm-Pellets chargiert. Beides führt bei der ersten Messung in diesem Beispiel zu einem Messwert, der wesentlich niedriger als die theoretisch zu erwartende Stahlbadtemperatur ausfällt.

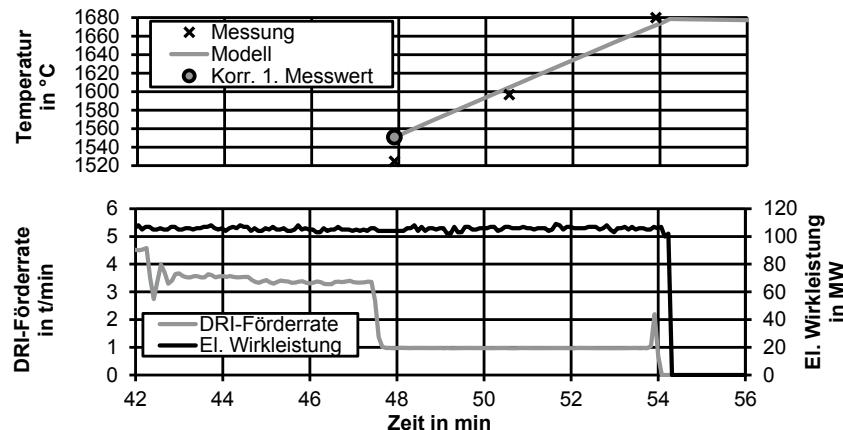


Bild 3.17: Beispiel der wissensbasierten Startwertkorrektur ($\Delta T_K = 26^{\circ}\text{C}$) auf Basis des ersten Temperaturmesswertes, des Schrottanteils ($x_s = 58\%$) sowie der spezifischen el. Energie e_{el} bei $\lambda = 0,88$ [And 12]

3.2.5 Strategie zur Anpassung an weitere Temperaturmessungen

Im regulären Betrieb werden typischerweise zwei bis vier Temperaturmessungen veranlasst, die grundsätzlich jeweils zum Erkenntnisgewinn über den Schmelzprozess beitragen. Es bestehen allerdings die bereits in Teilkapitel 3.1.1 vorgestellten und diskutierten Effekte und Problematiken von Temperaturmessungen. Letztlich können dadurch bei der Durchführung von Temperaturmessungen unplausible Messwerte entstehen. Aus diesem Grund ist eine vollständige Übernahme der erfassten Messwerte in ein Modell zur Prognose der Stahlbadtemperatur nicht immer sinnvoll. Im Folgenden werden daher Untersuchungen zur Plausibilität von Temperaturmessungen vorgestellt, um mit dieser Information eine Strategie zur Anpassung eines Modells an erfasste Messwerte zu entwickeln.

Hierfür wurde zunächst eine Anzahl von 297 Temperaturmessungen einer Versuchsreihe manuell untersucht und bewertet. Dabei werden Messungen als unplausibel angesehen, welche gemäß der Messwerte einen so hohen Temperaturanstieg aufweisen, der physikalisch durch die zugeführte Energie nicht möglich ist. Grund hierfür ist meist ein Messwert, bei welchem die Lanze der Temperaturmessung nicht in die Stahlschmelze sondern nur in die erheblich wärmere Schmelze getaucht wurde. Ferner können die Messungen teilweise auch an Hand der zeitlichen Verläufe der Prozessgrößen des Schmelzprozesses bewertet werden. Hierbei sind insbesondere die elektrische Wirkleistung, der zugeführte Sauerstoffvolumenstrom, die Eisenschwammförderrate und die Einblasrate des Eisenschwammstaubes entscheidend sowie der durch das Modell prognostizierte Temperaturverlauf.

In Bild 3.18 sind die hinsichtlich der Plausibilität bewerteten Messungen in Abhängigkeit der spezifischen elektrischen Energie bzw. elektrischen Energie über der gemessenen Temperatur dargestellt. Demnach werden zwei Tendenzen für die Plausibilität der Temperaturmessungen deutlich. Zum einen existiert eine Häufung nicht plausibler Messungen für kleine Werte der elektrischen Energie. Dies kann unter anderem auf das erhöhte Risiko von nicht repräsentativen Messungen zurückgeführt werden, die durch zum Zeitpunkt der Messung nicht vollständig geschmolzenen Schrott innerhalb der Schmelze verursacht werden. Dies gilt insbesondere für gemessene Temperaturwerte unter 1540 °C.

In dieser Versuchsreihe wurden 80 % der gemessenen Temperaturwerte als plausibel und dementsprechend 20 % der Messwerte als fehlerhaft bewertet. Dies bestätigt die Untersuchungen an einem Pfannenofen in [Wij 87], bei welcher die Quote für erfolgreich durchgeführte Temperaturmessungen bei 80 % liegt.

Demzufolge wird zur Verbesserung der Temperaturprognose durch das Temperaturmodell die folgende Strategie zur Anpassung an weitere Temperaturmessungen und -werte gewählt.

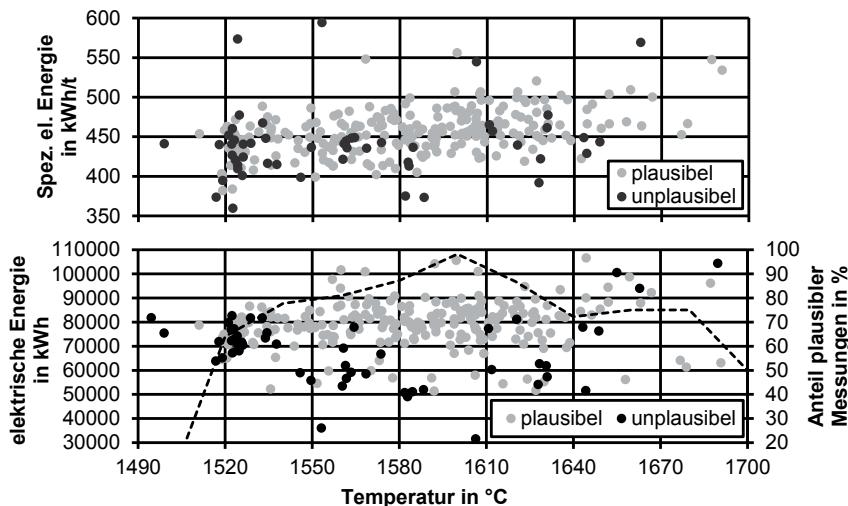


Bild 3.18: Manuelle Einteilung von 297 Temperaturmessungen nach deren Plausibilität in 80 % plausible und 20 % nicht plausible Messwerte

Es wird ein Gewichtungsfaktor g_T eingeführt, der die Modelltemperatur

$$T_{\text{Modell}}(t) = (1 - g_T) \cdot T_{\text{Modell}}(t - \Delta t) + g_T \cdot T_{\text{Messung}}(t) \quad (3.38)$$

im Anschluss an jede durchgeführte Temperaturmessung gewichtet und an den Wert der Temperaturmessung adaptiert. Der Betrag des Gewichtungsfaktors hängt dabei sowohl von der gemessenen, also auch von der prognostizierten Temperatur ab. Ist der Wert der modellbasierten Temperaturprognose größer oder gleich dem Wert der Temperaturmessung, d. h. es gilt

$$T_{\text{Modell}}(t - \Delta t) \geq T_{\text{Messung}}(t), \quad (3.39)$$

so wird der Gewichtungsfaktor gewählt zu

$$g_T = \begin{cases} 0,8 & \forall T_{\text{Messung}} \leq 1620 \text{ }^{\circ}\text{C} \\ 0,2 + 0,015 \cdot \frac{1660 \text{ }^{\circ}\text{C} - T_{\text{Messung}}}{\text{ }^{\circ}\text{C}} & \forall 1620 \text{ }^{\circ}\text{C} < T_{\text{Messung}} < 1660 \text{ }^{\circ}\text{C} \\ 0,2 & \forall T_{\text{Messung}} \geq 1660 \text{ }^{\circ}\text{C} \end{cases} \quad (3.40)$$

Bis zu gemessenen Temperaturwerten von 1620 °C wird der Wert mit einer Gewichtung von 80 % übernommen, danach sinkt die Gewichtung bis zu einem Wert von 20 %

ab. Diese Werte wurden empirisch festgelegt und die in Bild 3.18 dargestellte Auswertung des Anteils plausibler Messungen wurde hierbei berücksichtigt.

Generell lässt sich mit dieser Strategie das Risiko minimieren, dass die Modelltemperatur angepasst wird, wenn eine nicht plausible Messung in der Schlacke erfolgte. Die Wahrscheinlichkeit hierfür ist ab einer gemessenen Temperatur von 1660 °C bereits sehr hoch. Für den Fall aus Gleichung (3.39) ist dies der Fall, wenn bereits die vorherige Messung fehlerhaft (d. h. Messung in Schlacke) war.

Für den zweiten Fall, also wenn die gemessene Temperatur größer als die prognostizierte Modelltemperatur

$$T_{\text{Modell}}(t - \Delta t) < T_{\text{Messung}}(t) \quad (3.41)$$

ist, so beträgt der Gewichtungsfaktor

$$g_T = \begin{cases} 0,6 & \forall T_{\text{Messung}} \leq 1540 \text{ °C} \\ 0,6 + 0,005 \cdot \frac{T_{\text{Messung}} - 1540 \text{ °C}}{\text{°C}} & \forall 1540 \text{ °C} < T_{\text{Messung}} < 1580 \text{ °C} \\ 0,8 & \forall 1580 \text{ °C} \leq T_{\text{Messung}} \leq 1620 \text{ °C} \\ 0,2 + 0,015 \cdot \frac{1660 \text{ °C} - T_{\text{Messung}}}{\text{°C}} & \forall 1620 \text{ °C} < T_{\text{Messung}} < 1660 \text{ °C} \\ 0,2 & \forall T_{\text{Messung}} \geq 1660 \text{ °C} \end{cases} \quad (3.42)$$

und verursacht dadurch im Temperaturbereich bis 1580 °C eine leichte Reduzierung der Gewichtung auf 60 %. Mit dem Hintergrund, dass bei sehr niedrigen gemessenen Temperaturen das Risiko von nicht vollständig geschmolzenem Schrott besteht, deutet insbesondere dieser Fall auf eine erhöhte Unsicherheit der Messung hin. Wenn die gemessene Temperatur jedoch über 1660 °C beträgt und höher als die Modelltemperatur, so ist die Messung möglicherweise in Schlacke und wird daher nur mit einer Gewichtung von 20 % berücksichtigt. Der Verlauf des Gewichtungsfaktors ist in Bild 3.19 über dem Temperaturmesswert dargestellt.

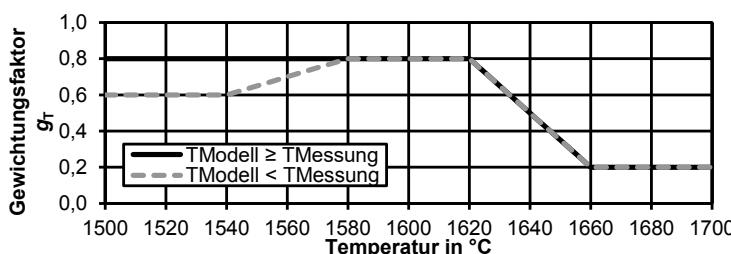


Bild 3.19: Gewichtungsfaktor g_T in Abhängigkeit des Temperaturmesswertes

3.2.6 Betriebsergebnisse

Bis Mitte 2013 wurde das Temperaturmodell mit allen vorgestellten Entwicklungsstufen erarbeitet und anschließend sukzessive in das Prozessleitsystem des Stahlwerks der ArcelorMittal Hamburg GmbH integriert. Damit ist eine kontinuierliche Prognose der Stahlbadtemperatur beim Lichtbogenofen ab der ersten erfolgten Temperaturmessung möglich.

Um ein Modell zur Temperaturprognose an einem Lichtbogenofen zu bewerten, eignen sich sowohl die Werte der Temperaturmessung als auch ein am gleichen Schmelzofen laufendes Konkurrenz-Modell als Referenz. Für die Vergleichbarkeit von Temperaturmodellen werden üblicherweise die Standardabweichung und der Mittelwert für die Abweichungen der prognostizierten Temperatur von der gemessenen Temperatur für die Zeitpunkte aller durchgeführten Temperaturmessungen betrachtet. Mit diesen beiden Kenngrößen ist es prinzipiell möglich verschiedene Modelle gegenüberzustellen, welche an unterschiedlichen Lichtbogenöfen untersucht wurden. Die Genauigkeiten bestehender Modellansätze wurden bereits in Teilkapitel 3.1.2 vorgestellt.

Eine umfangreiche Versuchsreihe des neuen Temperaturmodells ist in **Bild 3.20** dargestellt. Diese wurde in [And 15] veröffentlicht und zeigt die Abweichungen der prognostizierten Temperatur von den Werten der gemessenen Temperaturen. Insgesamt wurden in diesem Zeitraum 172 Messungen ausgewertet. In dieser Versuchsreihe wurden lediglich Fehlmessungen aussortiert, die eindeutig als Messungen in Schlacke oder als Fehlmessungen mit festem Schrott innerhalb der Schmelze identifiziert werden konnten. Für die 172 Messungen wurde eine Standardabweichung von 17,7 K erreicht.

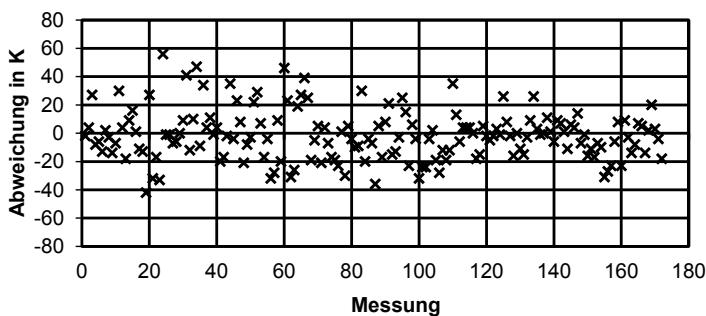


Bild 3.20: Versuchsreihe Mai/Juni 2013 - Standardabweichung von 17,7 K bei 172 Messungen mit Aussortierung von Fehlmessungen aufgrund festen Schrottes innerhalb der Schmelze oder Messung in Schlacke [And 15]

In weiteren Versuchsreihen wurden Standardabweichungen von 20,9 K bei 200 Temperaturmessungen und 18,4 K bei 60 Messungen erreicht. Im Vergleich zu den Genauigkeiten der bereits existierenden Modelle ist dies eine beachtenswert geringe Standardabweichung. Dabei ist hervorzuheben, dass für das vorgestellte neue Modell insbesondere keine Abgasanalyse erforderlich ist. Dies ist typischerweise bei Modellen auf Basis der Energiebilanz des Prozesses der Fall.

Mit dem vorgestellten Modell kann die Temperatur der Stahlschmelze im Lichtbogenofen mit dem Zeitpunkt der ersten Temperaturmessung durchgehend in der Flachbadphase prognostiziert werden. Besonders in dieser Phase hat die DRI-Förderrate einen signifikanten Einfluss auf die Temperaturänderung der Schmelze. Das vorgestellte Temperaturmodell ist grundsätzlich geeignet, um die Temperatur in dieser Prozessphase zu verfolgen und kann in einer übergeordneten Regelung der Eisen-schwamm-Förderung genutzt werden.

4 Charakterisierung des Prozesszustandes bei Eisen-schwammförderung

In den Kapiteln 2.2 und 2.3 wurde bereits auf die Besonderheiten bei der Herstellung von Stahl mit Eisenschwamm eingegangen, die sich durch die kontinuierliche Förderung von DRI in den Lichtbogenofen ergeben. Zwei wesentliche Merkmale der Prozessführung während der Eisenschwammförderung stellen der Zeitraum der Förderung vom Ende des Schrottschmelzens, also dem Beginn der Flüssigbadphase sowie das Aufschäumen der Schlacke, die sich auf der Stahlschmelze befindet, dar. Neben dem Einblasen von Sauerstoff und Feinkohle über Lanzen unterstützt der über den Eisenschwamm zugeführte Kohlenstoff das Aufschäumen der Schlacke. In der Literatur ist vielfach der Einfluss der Schaumschlackenfahrweise während der Flüssigbadphase auf die Prozesseigenschaften diskutiert. So trägt diese unter anderem zur Reduzierung der Schallemission der Lichtbögen bei (siehe z. B. [Bec 83] [Hom 00] [Krü 04] [Jan 10]) und bewirkt eine deutliche Stabilisierung der elektrischen Größen der Lichtbögen (siehe z. B. [Fei 99] [Ver 07] [Bow 09]). In diesem Kapitel werden beide Effekte untersucht, um diese zur Charakterisierung des Prozesszustandes während der kontinuierlichen Eisenschwamm-Förderung zu nutzen.

4.1 Bewertung des Prozesses anhand der elektrischen Größen

In diesem Teilkapitel werden die Grundlagen der elektrischen Größen der Lichtbögen aufgezeigt und wesentliche Eigenschaften diskutiert. Ziel ist es, hieraus Kenngrößen abzuleiten, die zum einen eine Beschreibung des Prozesszustandes beim Beginn der Eisenschwamm-Förderung und zum anderen die Charakterisierung des Prozesszustandes während der kontinuierlichen Eisenschwamm-Förderung ermöglichen.

4.1.1 Grundlagen des elektrischen Verhaltens von Lichtbögen

Der Anschluss eines Lichtbogenofens an das Hochspannungssystem ist in **Bild 4.1** in Form eines elektrischen Ersatzschaltbildes dargestellt. Primärseitig ist der Ofentransformator lediglich über eine Drossel zur Strombegrenzung und ggf. eine Anlage zur Blindleistungskompensation mit einem Abspanntransformator an das Hochstromsystem angeschlossen.

Die Sekundärseite wird durch drei Lichtbögen zwischen den Schrottoberflächen und den Elektrodenenden charakterisiert. Die Elektroden wiederum sind an das Hochstromsystem angeschlossen, das aus stromführenden, höhenverstellbaren Tragarmen und Leitungen besteht und mit dem Ofentransformator verbunden ist.

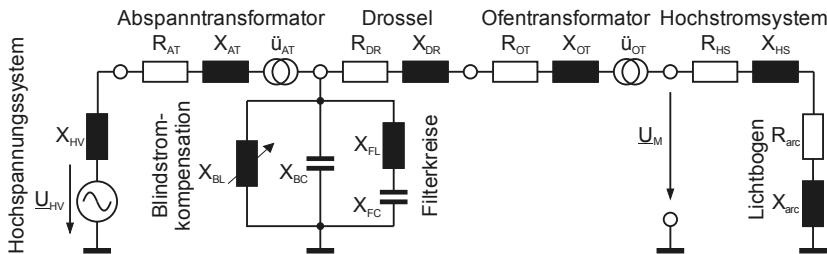


Bild 4.1: Linearisiertes Ersatzschaltbild des Anschlusses eines Lichtbogenofens an das Hochspannungssystem in einphasiger Darstellung [Krü 07]

Das entkoppelte elektrische Ersatzschaltbild der Sekundärseite des Ofentransformators ist in **Bild 4.2** in vereinfachter Form dargestellt und zeigt die Resistenzen und Reaktanzen des Hochstromsystems sowie der Lichtbögen. Diese befinden sich in einem Zusammenschluss zu einer Sternschaltung ohne Nullleiter, deren Sternpunkt der Schrott bildet. Das Verhältnis von Spannung zu Strom des Lichtbogens ist stark nicht-linear und hängt von den Brennbedingungen des Lichtbogens ab, die wiederum sehr stark vom aktuellen Zustand sowie dem Fortschritt des Schmelzprozesses abhängig sind [Hom 00].

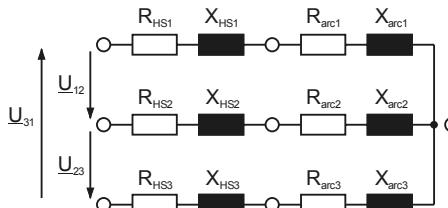


Bild 4.2: Linearisiertes, entkoppeltes Ersatzschaltbild des Lichtbogenofens [Krü 07]

Allgemein kann ein unsymmetrisches Drehstromsystem in der Elektrotechnik durch die Superposition aus mehreren charakteristischen Komponenten beschrieben werden. Die Komponenten sind in **Bild 4.3** dargestellt und werden als Mitsystem, Gegensystem und Nullsystem bezeichnet. Als Mitsystem wird der Anteil des Systems beschrieben, der die gleiche Umlaufrichtung wie das ursprüngliche System hat. Indessen hat das Gegensystem eine gegenläufige Umlaufrichtung. Eine Besonderheit bildet die Komponente des Nullsystems, bei welchem alle Phasoren die gleiche Richtung und den gleichen Betrag aufweisen sowie die Addition zum ursprünglichen System ausgleichen. Betrachtet man die harmonischen Anteile, so sind die ungeradzahligen Harmonischen von besonderer Bedeutung für das Drehstromsystem. **Tabelle 4.1** ist zu entnehmen,

dass diese nicht alle als Mitsystem, sondern teilweise als auch Gegen- oder Nullsystem arbeiten. Es sei an dieser Stelle insbesondere darauf hingewiesen, dass die Nullkomponenten bei einem Drehstromsystem ohne Nullleiter unter idealen symmetrischen Bedingungen nicht existieren.

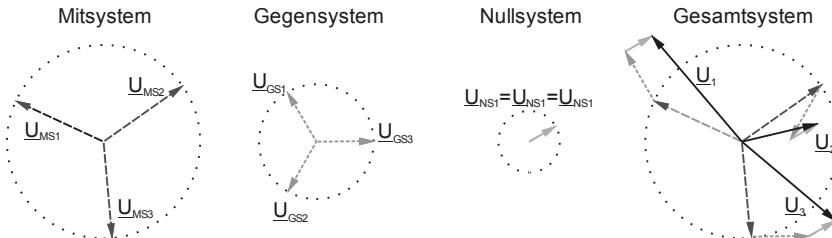


Bild 4.3: Mit-, Gegen- und Nullsystem in Zeigerdiagrammen eines Drehstromsystems

Tabelle 4.1: Systemkomponenten eines symmetrischen Drehstromsystems

Komponente des Systems	Harmonische Anteile des Signals
Mitkomponente	1., 7., 13. Harmonische usw.
Gegenkomponente	5., 11. Harmonische usw.
Nullkomponente	3., 9. Harmonische usw.

4.1.2 Harmonische Anteile der elektrischen Größen des Lichtbogens

Da sich das Brennverhalten der Lichtbögen über die gesamte Dauer des Schmelzvorganges hinweg verändert, können über die elektrischen Größen der Lichtbögen Rückschlüsse auf die Eigenschaften des Schmelzens gemacht werden. Für die Darstellung und Diskussion der dynamischen Vorgänge des Schmelzprozesses eignet sich insbesondere die Strom-Spannungs-Kennlinie der Lichtbögen.

Der theoretische Verlauf der Strom-Spannungs-Kennlinie ist in **Bild 4.4** allgemein für den Lichtbogen eines Drehstrom-Lichtbogenofens dargestellt. Beginnend mit dem Nulldurchgang der Lichtbogenspannung (Punkt „A“) nimmt die Lichtbogenspannung zunächst stark zu, bis gute Ionisierungsbedingungen des Plasmas erreicht sind. Nach dem Zünden der Lichtbögen (Punkt „B“) erwärmt sich das Plasma und der Lichtbogenstrom steigt stark an. Auf Grund nun besserer Ionisierungsbedingungen sinkt die Lichtbogenspannung leicht und das Brennverhalten des Plasmas stabilisiert sich. Der Licht-

bogenstrom steigt bei nahezu stabiler Lichtbogenspannung bis zu seinem Maximalbetrag an (Punkt „C“) und beide Größen nähern sich anschließend erneut dem Ursprung der Strom-Spannungs-Kennlinie. [Nov 07]

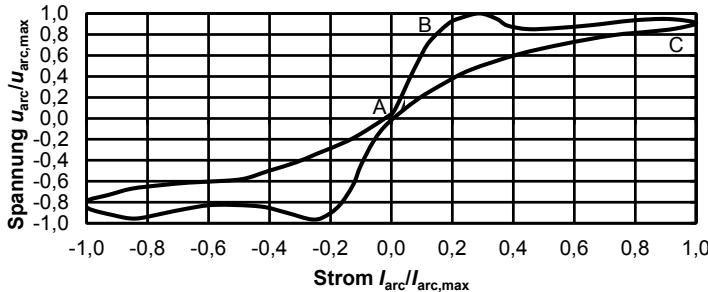


Bild 4.4: Theoretischer Verlauf der Strom-Spannungs-Kennlinie eines Lichtbogens

Betrachtet man nun diese allgemeinen Eigenschaften des Brennverhaltens von Lichtbögen über die gesamte Dauer eines Schmelzprozesses im Lichtbogenofen, so können die einzelnen Prozessabschnitte durch charakteristische, elektrische Eigenschaften beschrieben werden. In der Bohrphase und zu Beginn der Hauptschmelzphase zündet der Lichtbogen zwischen Elektrode und der Oberfläche des kalten und festen Schrottes. In diesen Phasen treten starke Schwankungen innerhalb einer Periode der Strom-Spannungs-Kennlinie auf. Diese sind gleichbedeutend mit einer hohen Nichtlinearität, welche im Wesentlichen durch die stark variierende Lichtbogenlänge hervorgerufen wird und in den elektrischen Größen als vielfache Harmonische der Grundfrequenz messbar ist.

Angesichts der Systemkomponenten eines Drehstromsystems (Teilkapitel 4.1.1) scheint die alleinige Unterscheidung in geradzahlige und nichtgeradzahlige Harmonische in Form der entsprechenden Teilkirrfaktoren (z.B. nach [Gri 86] und [Tim 87]) nicht zweckmäßig. Dies zeigen auch die folgenden Beobachtungen verschiedener Veröffentlichungen.

Das charakteristische Frequenzspektrum des Lichtbogenstromes ist in **Bild 4.5** für eine 1-Korb-Charge dargestellt. Beim Schrottschmelzen treten besonders die 3. und 5. Harmonische hervor (siehe [And 96], [Nov 07] und [Ver 07]) und es besteht eine in der Amplitude hohe sowie unregelmäßige gesamte harmonische Verzerrung bzw. THD (engl.: Total Harmonic Distortion), deren Wert später beim Feinen deutlich abklingt (siehe [Ver 07], [And 96]). Unter idealen symmetrischen Bedingungen treten bei einem Drehstromsystem ohne Nullleiter keine Nullkomponenten, d. h. 3. und 9. Harmonische, auf. Nach [Nov 07] entstehen sie beim Schrottschmelzen durch die stochastischen Schwankungen und die Asymmetrie der Lichtbogenspannung. Die 4., 6. sowie

höhere Harmonische haben nach [Nov 07] einen sehr geringen Anteil am Spektrum. Dahingegen sieht [And 96] auch durch die 7. und 9. Harmonische nennenswerte Beiträge.

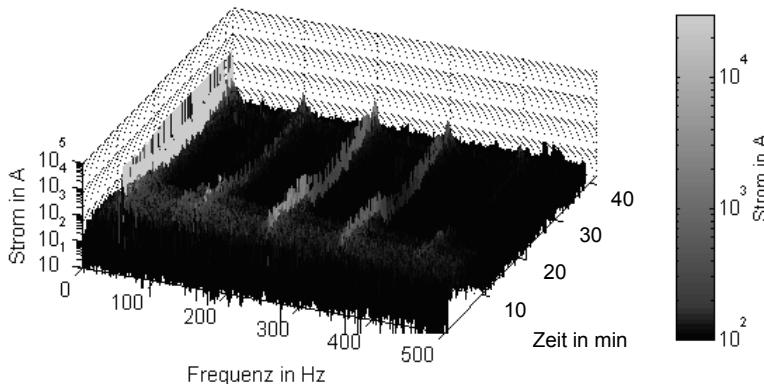


Bild 4.5: Beispiel für den Zeitverlauf des Frequenzspektrums vom Lichtbogenstrom einer 1-Korb-Charge an einem Drehstrom-Lichtbogenofen

Mit dem Übergang zur Flachbadphase nimmt die Nichtlinearität der Strom-Spannungs-Kennlinie ab, da der Lichtbogen ein zunehmend stabileres Brennverhalten aufweist. Nun brennt der Lichtbogen zwischen den Enden der Elektroden und der Oberfläche eines flüssigen Stahlbades, das ein stetig ansteigendes Volumen aufweist. Dadurch ist die Lichtbogenlänge wesentlich konstanter als in den vorherigen Schmelzphasen.

Das stabilere Brennverhalten der Lichtbögen in der Flachbadphase führt nach [Nov 07] zur Unterdrückung der Komponenten des Nullsystems. Die 5. Harmonische gehört bei einem symmetrischen Brennverhalten der Lichtbögen zum Gegensystem (siehe Tabelle 4.1). [Nov 07] zeigt, dass die Asymmetrie der Lichtbogenspannungen eine Mitkomponente der 5. Harmonischen bewirkt, die beim Schrottschmelzen zunächst sehr hoch ist und bei der anschließenden Flachbadphase deutlich abfällt. Das gegenläufige Verhalten beobachtet er bei der 7. Harmonischen. Beides führt er auch auf die Asymmetrie der elektrischen Parameter des Hochstromkreises zurück.

Die typischen Anteile der Harmonischen am Signal sind in **Tabelle 4.2** für verschiedene Lichtbogenöfen und einen Pfannenofen dargestellt. Demnach tragen die 3. und 5. Harmonische einen großen Anteil zu dem Signal bei. Die Anteile ab der 6. Harmonischen weisen dagegen meist nur einen sehr geringen Betrag auf.

Zusammenfassend können also zumindest Informationen über den Fortschritt des Schmelzprozesses aus den elektrischen Signalen der Lichtbögen gewonnen werden. Hierbei sind vor allem die 3. und 9. Harmonische zu betrachten, die bei einem sym-

metrischen Brennverhalten der Lichtbögen theoretisch nicht auftreten können. Inwiefern der Informationsgehalt aller Harmonischen über die aktuellen Eigenschaften des Schmelzprozesses genutzt werden kann, wird im folgenden Teilkapitel untersucht und an Versuchen validiert.

Tabelle 4.2: Typische harmonische Anteile der elektrischen Signale in %

Harmo-nische	Pfannen-ofen	Lichtbogen-ofen									
		2.	3,0	0,8	3,2	4,1	4,5	3,0	4,0	4,1	5,1
2.	2,0	5,0	0,8	3,2	4,1	4,5	4,7	4,0	5,0	5,8	7,2
3.	10,0	20,0	1,1	4,0	4,5	4,7	4,0	2,0	2,2	2,3	
4.	2,0	3,0	0,8	1,1	1,8	2,8	1,5	2,0	4,2	5,5	
5.	10,0	10,0	4,8	3,2	2,1	4,5	2,0	3,0			
6.	1,5	1,5	0,2	0,6	-	1,7	0,5	1,0	1,6	-	
7.	6,0	6,0	1,6	1,3	1,0	1,6	1,0	1,0	1,7	2,1	
8.	1,0	1,0	0,1	0,4	1,0	1,1	0,4	0,7	0,6	-	
9.	3,0	3,0	0,2	0,5	0,6	1,0	0,5	0,7	0,4	1,0	
Quelle	[And 96]	[Bei 01]						[Nov 07]			

4.1.3 Elektrische Kenngrößen zur Charakterisierung des Schmelzprozesses

Um den aktuellen Zustand und Fortschritt des Schmelzprozesses zu beschreiben, werden die elektrischen Größen der Lichtbögen frequenzbasiert ausgewertet und unter Berücksichtigung der Kenntnisse aus den vorangegangenen Teilkapiteln 4.1.1 und 4.1.2 analysiert.

Im Fokus stehen dabei die spezifischen Veränderungen der Kenngrößen in den Phasen der kontinuierlichen Eisenschwamm-Förderung. Der aktuelle Zustand des Schmelzprozesses kann hier vor Allem durch die Ansammlung von nicht geschmolzenem Eisenschwamm innerhalb der Stahlschmelze zu einem sogenannten Eisberg gestört werden. Dies erfordert als Reaktion ein deutliches Absenken der Eisenschwamm-Förderrate (z. B. auf 1 t/min), um das Schmelzen der Ansammlung von DRI zu ermöglichen.

Bei umfangreichen Untersuchungen werden zunächst Zusammenhänge zwischen den einzelnen harmonischen Anteilen und dem Prozesszustand des Schmelzprozesses gesucht. Allerdings können bei einigen Kenngrößen, wie z. B. dem Klirrfaktor, dem SNR („Signal-to-Noise Ratio“) und dem THD, keine nennenswerten Korrelationen beobachtet werden.

Für die Phase der kontinuierlichen Eisenschwamm-Zufuhr können mehrere Kenngrößen als relevante Größen bestimmt werden, die im Folgenden vorgestellt werden. Allgemein kann über die Lichtbogenströme zwischen einem sehr symmetrischen und einem unsymmetrischen Brennverhalten der Lichtbögen unterschieden werden. Dies lässt sich über das Symmetriemaß

$$K_{I,\text{unsym}} = \frac{\sqrt{\frac{1}{3} \cdot \sqrt{(I_{\text{arc},1} - I_{\text{arc},2})^2 + (I_{\text{arc},2} - I_{\text{arc},3})^2 + (I_{\text{arc},3} - I_{\text{arc},1})^2}}}{\frac{1}{3} \cdot (I_{\text{arc},1} + I_{\text{arc},2} + I_{\text{arc},3})} \quad (4.1)$$

mit Hilfe der Effektivwerte der elektrischen Lichtbogenströme bestimmen. Sehr niedrige Werte des Symmetriemaßes werden durch ein symmetrisches Brennverhalten der Lichtbögen hervorgerufen, da die Lichtbogenströme dann annähernd gleich große Werte aufweisen und stehen für einen sehr ruhig verlaufenden Schmelzprozess. In ähnlicher Form kann ein Symmetriemaß für die Lichtbogenspannungen bestimmt werden.

Ein vergleichbares Verhalten sollte nach Teilkapitel 4.1.2 in der 3. und 9. Harmonischen des Lichtbogenstromes zu beobachten sein. Die Asymmetrie des Brennverhaltens der Lichtbögen ist vor Allem in den Teilkirrfaktoren dieser Harmonischen zu sehen. Dementsprechend wird die Stromkenngroße

$$K_{\text{Null}} = \sqrt{\frac{I_3^2 + I_9^2}{I_1^2}} \quad (4.2)$$

als das Verhältnis der Summe aus 3. und 9. Harmonischer des Lichtbogenstromes zur Grundschwingung I_1 von 50 Hz definiert.

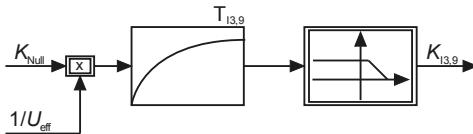
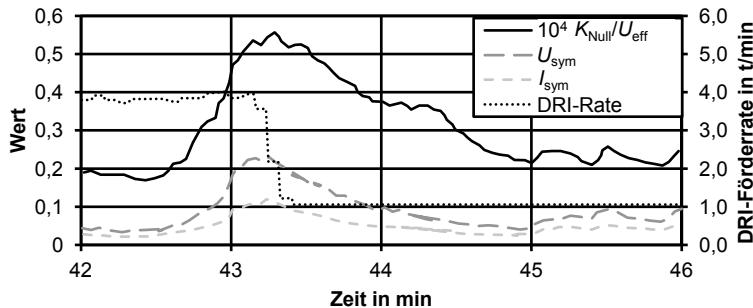
Allgemein ist die Lichtbogenspannung direkt proportional zur Länge des Lichtbogens (siehe [Fab 79]). Da die Länge des Lichtbogens Einfluss auf dessen Stabilität hat, wird die Stromkenngroße K_{Null} nach **Bild 4.6** durch den Effektivwert der Lichtbogenspannung dividiert. Der daraus resultierende Verlauf ist in **Bild 4.7** dargestellt und trägt grundsätzlich den Informationsgehalt der Symmetrie der Ströme mit einer leicht höheren Dynamik.

Anschließend erfolgt eine Glättung des Signals mit einem PT₁-Glied und einer Zeitkonstante $T_{13,9}$ von 20 s. Die Schwellwerte eines darauf folgenden Begrenzungsgliedes werden so festgelegt, dass ein Wert von Null einem asymmetrischen Brennverhalten der Lichtbögen und dementsprechend ein Wert von eins einem symmetrischen Brennverhalten entspricht. Die ermittelten Schwellwerte wurden mit dem Monte-Carlo-Verfahren bestimmt und liegen bei $3,62 \cdot 10^{-5} \pm 1,84 \cdot 10^{-5} \text{ V}^{-1}$. Das Signal $K_{13,9}$ nimmt somit Werte zwischen Null und Eins an.

Bei der dritten Kenngröße aus den elektrischen Größen der Lichtbögen hat sich das gleiche Vorgehen als zielführend erwiesen. Aus den Anteilen des Gegensystems der Lichtbogenströme kann damit eine zweite Stromkenngroße

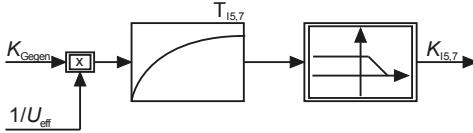
$$K_{\text{Gegen}} = \sqrt{\frac{I_5^2 + I_7^2}{I_1^2}} \quad (4.3)$$

aus den Teilkirrfaktoren der 5. und 7. Harmonischen berechnet werden.


 Bild 4.6: PT1-Filterung und Begrenzung der StromkenngroÙe $K_{13,9}$

 Bild 4.7: Zeitlicher Verlauf der SymmetriemaÙe von Strom und Spannung der Lichtbögen und der StromkenngroÙe K_{Null}/U_{eff} (dividiert durch den Ef- fektivwert der Lichtbogenspannung)

Die gleiche Vorgehensweise wie bei der Ermittlung der Parameter der StromkenngroÙe $K_{13,9}$ führt für die StromkenngroÙe K_{Gegen} zu einer Zeitkonstante $T_{15,7}$ von 20 s und einem Begrenzungsglied mit Schwellwerten von $3,37 \cdot 10^{-5} \pm 1,96 \cdot 10^{-5} \text{ V}^{-1}$.

Das resultierende System ist in Bild 4.8 dargestellt. Diese zweite StromkenngroÙe $K_{15,7}$ zeigt grundsätzlich ein ähnliches, aber nicht vollständig identisches Verhalten wie der Schalldruck, der von den Lichtbögen emittiert wird (siehe Bild 4.9). Die Unterschiede zur vorgestellten StromkenngroÙe $K_{13,9}$ sind deutlich zu sehen.


 Bild 4.8: PT1-Filterung und Begrenzung der StromkenngroÙe $K_{15,7}$

Im zeitlichen Bereich von 24 Minuten wird die Eisenschwamm-Förderrate auf 1 t/min reduziert, da sich nicht geschmolzener Eisenschwamm beginnt anzusammeln und so mit eine erhöhte Gefahr eines sog. Eisberges besteht. In Minute 34 wird die Förderrate erneut reduziert, da hier die Probenahme regulär stattfindet und vorübergehend zum Zusammenfallen der Schaumschlacke führt. Die letzte Reduzierung der Eisen-

schwamm-Rate erfolgt in der Prozessphase des Warmfahrens, um die Stahlschmelze auf Abstichtemperatur zu bringen.

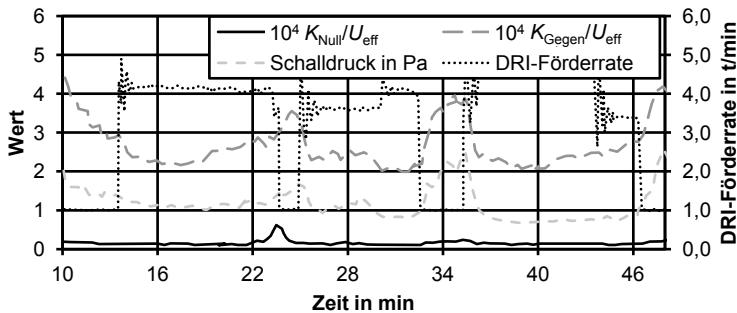


Bild 4.9: Beispiel für den zeitlichen Verlauf der charakteristischen Stromkenngrößen

Die Eisbergbildung wird im Wesentlichen durch die Asymmetrie, also Stromkenngroße $K_{13,9}$ erkannt, da diese in diesem Abschnitt eine sehr starke Veränderung zeigt. Zuvor ist in der Stromkenngroße $K_{15,7}$ und im Schalldruck durch die ansteigenden Signalwerte bereits ein schlechteres Schäumverhalten der Schlacke bemerkbar.

Das gleiche Verhalten kann beim Zusammenfallen der Schlacke bei der Probenahme und beim Warmfahren beobachtet werden. Hierbei ist allerdings kaum eine Veränderung durch die Nullkomponente des Lichtbogenstromes (Stromkenngroße $K_{13,9}$) zu sehen, sondern ein schneller Anstieg der Werte der Stromkenngroße $K_{15,7}$ und des emittierten Schalldruckes unmittelbar nach der Reduzierung der Eisenschwamm-Förderrate auf 1 t/min. Diese beiden Kenngrößen sinken wieder schnell ab, wenn die Förderrate im Anschluss an die Probenahme wieder auf den ursprünglichen Wert erhöht wird.

Als Fazit ist festzuhalten, dass die Stromkenngrößen elementare Kenngrößen sind, um aktuelle Eigenschaften des Schmelzprozesses im Lichtbogenofen zu bewerten. Die Komponenten des Drehstrom-Systems (Mit-, Gegen und Nullkomponente) bilden dabei eine zentrale Rolle. Die vorgestellte Stromkenngroße $K_{15,7}$ zeigt als Teil des Gegenstroms ein ähnliches Verhalten wie der vom Lichtbogenofen emittierte Schalldruck. Beide eignen sich den aktuellen Zustand des Schmelzprozesses in der Flachbadphase zu beschreiben. Ein schlechtes Schäumverhalten zeigt sich in einem hohen Wert der Stromkenngroße. Ferner wurde mit der Stromkenngroße $K_{13,9}$ eine zweite Größe auf Basis des Lichtbogenstromes vorgestellt. Als Teil der Nullkomponente des Drehstrom-Systems kann diese unter ideal symmetrischen Bedingungen nicht existieren. Aus diesem Grund zeigt sie ein ähnliches Verhalten wie die Symmetriemaße von Lichtbogenstrom und -spannung. Diese zeigen einen starken Anstieg, wenn die DRI-Förderrate zu hoch gewählt ist und die Gefahr der Anhäufung von noch festem Eisen-

schwamm in der Schmelze zu einem Eisberg besteht. Eine detaillierte Analyse und Bewertung des Prozesszustandes über die vorgestellten elektrischen Größen folgt in Teilkapitel 4.3.

4.2 Akustik des Lichtbogenofens

In der Forschung wurde bereits vielfach der Zusammenhang zwischen dem Energiebedarf des Schmelzprozesses und dem Einhüllen der Lichtbögen durch Schlacke nachgewiesen und untersucht (siehe z. B. [Bow 09] [Jan 14]). Vorangegangene Arbeiten haben den Einfluss des Schlackepegels, also der Höhe an Schlacke auf der Stahlschmelze und dem durch die von Schlacke eingehüllten Lichtbögen emittierten Schall gezeigt (siehe z. B. [Bec 83], [Lem 94], [Hom 00] und [Jan 14]). So sinkt der Schalldruckpegel mit ansteigendem Schlackepegel.

In diesem Teilkapitel werden zunächst wichtige akustische Grundlagen diskutiert und in Bezug auf den Drehstrom-Lichtbogenofen (Bestimmung des Hallradius, Nah-/Fernfeldunterscheidung, Frei-/Diffusfeldunterscheidung, Eigenfrequenzen des Ofengefäßes etc.) und die Ofenhalle (Raumakustik) bestimmt.

Ziel ist es, basierend auf diesen Kenntnissen ein Modell zu generieren, das die zeitliche Veränderung der Schalldämpfung im Schmelzprozess wiedergibt. Diese ist unmittelbar an den Schlackepegel gebunden und dadurch eine essentielle Kenngröße, um einen energieeffizienten Prozess sicherzustellen.

4.2.1 Grundlagen der Akustik

Die Entstehung und Ausbreitung von mechanischen Schwingungen in elastischen Medien ist eines der grundlegenden Phänomene der Physik und von wesentlicher Bedeutung für technische Anwendungen. In Gasen und Flüssigkeiten beschreiben die Schwankungen von Druck, Dichte und Geschwindigkeit der Teilchen des Mediums den Zustand des Mediums. In der Regel ist die Abweichung der jeweiligen Größe von ihrem statistischen Mittel bzw. Ruhewert gering gegenüber deren Wert ohne das Schallereignis. Diese Abweichungen von den statistischen Werten bilden die Schallfeldgrößen und werden in der Akustik allgemein als Schalldruck p , Schalldichte ρ und Schallschnelle \vec{v} bezeichnet. [Ler 09]

In der Regel werden Schallereignisse anhand der Frequenz von deren akustischer Schwingung klassifiziert und sind entsprechend in die Bereiche

- Infraschall (0 bis 20 Hz),
- Hörschall (20 Hz bis 20 kHz),
- Ultraschall (20 kHz bis 1 GHz) und
- Hyperschall (1GHz und mehr)

eingeteilt. Für das menschliche Gehör ist lediglich der Bereich von 20 Hz bis 20 kHz, also der sog. Hörschall, wahrnehmbar. Darüber hinaus besteht in diesem Bereich eine frequenzabhängige Sensitivität des Gehörs, welche allerdings für die Realisierung von technischen Anwendungen im Umfeld von Lichtbogenöfen nicht relevant ist. Die Hörschwelle des menschlichen Gehörs für Schallereignisse mit Frequenzen von 1 kHz beträgt

$$p_0 = 2 \cdot 10^{-5} \text{ Pa} \quad (4.4)$$

und ist eine elementare Kenngröße der Akustik. Sie dient unter anderem als Bezugsgröße bei der Definition des dimensionslosen Schalldruckpegels

$$L_p = 20 \cdot \log_{10} \left(\frac{p}{p_0} \right). \quad (4.5)$$

Wegen des häufig großen Dynamikbereiches von Schallkenngrößen, hat sich diese logarithmische Darstellungsform als zweckmäßig erwiesen. Befinden sich in einem Schallfeld mehrere inkohärente Schallquellen, so kann der resultierende Gesamtschalldruckpegel

$$L_{p,\Sigma} = \sum_{i=1}^n L_{p,i} = 10 \cdot \log_{10} \left(\frac{p_1^2 + p_2^2 + \dots + p_n^2}{p_0^2} \right) \quad (4.6)$$

über die Addition der separaten Schalldruckpegel der Schallquellen vereinfacht berechnet werden.

Eine weitere Kenngröße zur akustischen Charakterisierung einer Schallquelle ist die von der Schallquelle abgestrahlte Schallleistung

$$P_{ak} = \int_{A_{ak}} \bar{I}_{ak} \cdot d\bar{A}_{ak} = \int_{A_{ak}} (p \cdot \bar{v}) \cdot d\bar{A}_{ak}, \quad (4.7)$$

welche durch das Integral der Schallintensität \bar{I}_{ak} definiert ist, die eine die Schallquelle vollständig umschließende Fläche \bar{A}_{ak} durchdringt. Dabei ist die Schallintensität selbst über das Produkt von Schalldruck p und Schallschnelle \bar{v} gegeben.

Der Lichtbogenofen der ArcelorMittal GmbH befindet sich auf einer Bühne in einem Bereich, der auf zwei Seiten von der übrigen Ofenhalle, welche in Summe eine sehr große Fläche einnimmt, abgegrenzt ist. Die unmittelbare Umgebung des Ofens bildet somit keinen vollständig umschlossenen Bereich und ist nicht komplett vom Schrottplatz und der Gießhalle abgegrenzt. In dem Bereich, welcher sich dem Ofen auf der Seite der Ofentür gegenüber liegend befindet, ist die Ofenwarte. Auf einer weiteren

Bühne, welche sich auf der Höhe des Ofendeckels befindet, wurden die Mikrofone zur Messung des Schalldruckes an einer Wand angebracht und zeigen in einem spitzen Winkel in Richtung der Ofentür. Eine Skizze des Messaufbaus ist in **Bild 4.10** dargestellt.

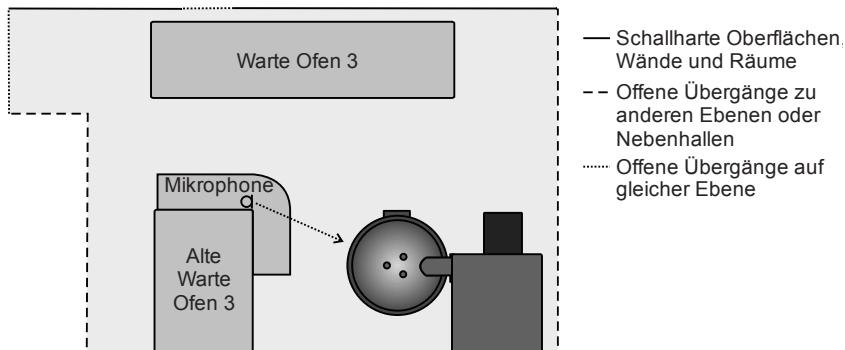


Bild 4.10: Skizze eines Teils der Ofenhalle mit der Position der Mikrofone und des Lichtbogenofens

Bei den Mikrofonen zur Aufzeichnung des Schalldruckes handelt es sich um Freifeldmikrofone vom Typ 4189 des Herstellers Brüel & Kjær. Das Ausgangssignal der Mikrofone wird mit einem Akustikverstärker des Typs 2691 verstärkt und anschließend mit einer echtzeitfähigen Messwandkarte des Typs DS1103 des Herstellers dSpace für weitere Datenverarbeitungsschritte von einem Messrechner erfasst.

Die Mikrofone sind mit schwingungsdämpfenden Elementen an die Wand der alten Warte Ofen 3 angebracht (siehe **Bild 4.11**). Die Empfindlichkeiten der Mikrofone betragen für das erste Mikrofon (Mikrofon A) 42,8 mV/Pa (-27,4 dB re 1 V/Pa) und für das zweite Mikrofon (Mikrofon B) 48,0 mV/Pa (-26,4 dB re 1 V/Pa). Das Kalibrierprotokoll beider Mikrofone weist im Frequenzbereich von 10 Hz bis 5000 Hz einen Frequenzgang mit einer Verstärkung von 0 dB auf. Die Unsicherheit der Mikrofone beträgt 0,2 dB.

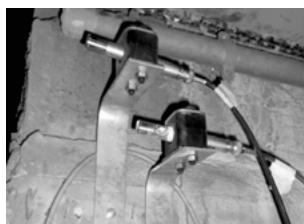


Bild 4.11: Anbringung der Mikrofone (Typ 4189, Hersteller Brüel & Kjær)

Allgemein muss bei der Schallausbreitung in einem geschlossenen Raum zwischen der freien Expansion von Schallwellen in Form eines Direktfeldes (daher auch häufig als Freifeld bezeichnet) und einer Expansion, welche am jeweiligen Messort im Wesentlichen durch Reflexionen, die anhand ausgesandter Schalldruckwellen durch die Schallquelle bestimmt werden, unterschieden werden. Letzteres wird als Diffusfeld bezeichnet. Im Freifeld nimmt die Schallenergiedichte umgekehrt proportional zum Quadrat der Entfernung zur Schallquelle ab, wohingegen die Energiedichte im Diffusfeld mit dem Erreichen des Hallradius nicht weiter abnimmt. [Ler 09]

Raumakustische Untersuchungen in der Umgebung des Lichtbogenofens zeigen, dass sich die Mikrophone im Bereich des Freifeldes befinden, da sich der Schalldruck entsprechend des Abstands- bzw. Entfernungsgesetzes durch die Abnahme des Schalldrucks

$$p \sim \frac{1}{r} \quad (4.8)$$

umgekehrt proportional zur Entfernung r zwischen dem Messort und der Schallquelle verändert. [Ler 09]

Dies lässt sich durch mehrere Faktoren begründen. Die Ofenhalle weist große offene Flächen zu den Nebenhallen und den Außenbereichen auf, in die der Schalldruck entweichen kann. Dies hat einen starken Einfluss auf die Nachhallzeit

$$T_{60} = \frac{0,16 \cdot V_H}{\bar{\alpha} \cdot A_H} \quad (4.9)$$

des Raumes [Hen 08], welcher von Sabine in [Sab 22] erstmals untersucht wurde. Die Nachhallzeit eines Raumes wird bestimmt, in dem dieser von einer Schallquelle angeregt wird. Sie beschreibt die zeitliche Dauer bis der Schalldruckpegel nach dem Abschalten der Schallquelle auf ein Tausendstel seines ursprünglichen Wertes, also um 60 dB, absinkt. Diese Zeit ist abhängig vom Raumvolumen V_H , der absorbierenden Oberfläche der Wände A_H sowie von deren mittleren akustischen Absorptionsgrad $\bar{\alpha}$.

Mit Hilfe der Nachhallzeit lässt sich der Hallradius

$$r_H = \sqrt{\frac{\bar{\alpha} \cdot A_H}{16 \cdot \pi}} = 0,1 \cdot \sqrt{\frac{1}{\pi} \frac{V_H}{T_{60}}} \quad (4.10)$$

durch das Raumvolumen und die Nachhallzeit berechnen [Ler 09].

Der Hallradius bildet den Übergang zwischen Frei- und Diffusfeld. Während die Schallenergiedichte in unmittelbarer Nähe der Schallquelle mit $1/r^2$ abnimmt, bleibt diese in geschlossenen Räumen ab dem Erreichen des Hallradius gleich groß, wohingegen sie im Freifeld weiter mit $1/r^2$ abnimmt (Siehe Bild 4.12).

Das Raumvolumen der betrachteten Ofenhalle ist mit einem Volumen von über 254.000 m³ sehr groß und führt so nach Gleichung (4.10) bei einer gemessenen Nachhallzeit von 0,23 s (für 1 kHz) und 0,41 s (für 100 Hz) zu einem sehr hohen Hallradius von 59,3 m für 1 kHz bzw. 44,4 m für 100 Hz.

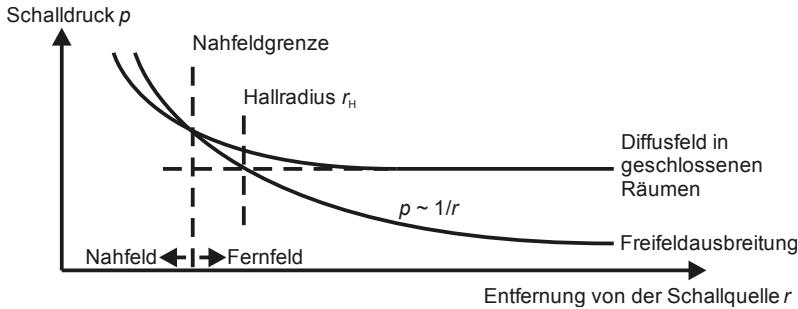


Bild 4.12: Nah- und Fernfeld im Schalldruckverlauf in der Umgebung einer Schallquelle für die Umgebung im Frei- und Diffusfeld [Ler 09]

Der Messort muss noch hinsichtlich des Entfernungsbereichs von der Schallquelle selbst gekennzeichnet werden. Das Nahfeld ist im unmittelbaren Bereich um die Schallquelle und wird durch Interferenzeffekte begleitet. Mit steigender Entfernung zur Schallquelle nimmt der Einfluss der Interferenzen ab und spielt somit im Fernfeld nur eine untergeordnete Rolle für die Struktur des Schallfeldes. Unter der Annahme einer kugelförmigen Ausbreitung der Schallwellen liegt ein Fernfeld vor, wenn die Bedingung

$$k \cdot r = \frac{2\pi f}{c} \cdot r \gg 1 \quad (4.11)$$

erfüllt ist, so dass das Produkt aus dem Abstand r von der Schallquelle zum Messort und der Kreiswellenzahl k wesentlich größer als eins ist. Dabei ist c die Schallgeschwindigkeit des Umgebungsmediums und f die Schwingungsfrequenz der Schallquelle. [Ler 09]

Die Entfernung r zwischen dem Mikrofon und der Schallquelle beträgt 12,5 m. So mit ist die Gleichung (4.11) für Frequenzen über 25 Hz erfüllt. Das Mikrofon befindet sich also im Fernfeld der Schallquelle. Dies bestätigt auch die Annahme, dass inkohärente Schallquellen vorliegen.

Die Ofengefäße von Lichtbogenöfen werden so konstruiert, dass diese möglichst geringe Flächen mit Öffnungen aufweisen, da dies zu akustischen Emissionen und thermischen Verlusten führt. Da die Summe der Öffnungsflächen sehr gering gegenüber der Gesamtoberfläche des Ofengefäßes ist, wird nahezu die gesamte akustische Energie durch die akustischen Eigenfrequenzen des Gefäßes bestimmt. Bei den zu

erwartenden Schallemissionen eines Lichtbogenofens, die im sehr niedrigen Frequenzbereich liegen, ist daher die wellentheoretische Untersuchung der Eigenfrequenzen des Systems bzw. Ofengefäßes von essentieller Bedeutung, da die Eigenfrequenzen von Systemen insbesondere bei niedrigen Frequenzen Lücken aufweisen.

Allgemein lässt sich der Lichtbogenofen als zylinderförmiges akustisches System mit dem Radius b und der Höhe h abbilden. Hierfür lassen sich nach [McQ 78a] und [Ler 09] die Eigenfrequenzen des Systems in erster Näherung berechnen. Vernachlässigt man die Öffnungen des Ofengefäßes, so können die Eigenfrequenzen über

$$\psi_{sno}^{\sigma} = \frac{\cos(n\varphi)}{\sin(n\varphi)} \cdot \cos\left(\frac{\pi \cdot s \cdot h_x}{h}\right) \cdot J_n\left(\frac{\pi \cdot k_{no} \cdot b_x}{b}\right) \quad \text{mit} \quad \begin{cases} 0 < h_x < h \\ 0 < b_x < b \end{cases} \quad (4.12)$$

mit

$$\sigma = \begin{cases} (+1) & \text{für } \cos(n\varphi) \\ (-1) & \text{für } \sin(n\varphi) \end{cases} \quad (4.13)$$

nach Gleichung

$$\left(\frac{\pi \cdot s}{h}\right)^2 + \left(\frac{\pi \cdot k_{no}}{b}\right)^2 = \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot f_{sno}}{c}\right)^2 \quad (4.14)$$

bestimmt werden, wobei die Variablen s , n und o jeweils Werte der natürlichen Zahlen mit Null annehmen können. Die Eigenfrequenzen f_{sno} sind demnach durch die Schallgeschwindigkeit c auch abhängig von der Temperatur der Ofenatmosphäre.

Dabei wird k_{no} über die Nullstellen der Ableitungen der n -ten zylindrischen Bessel Funktion

$$J'_n(\pi \cdot k_{no}) = 0 \quad (4.15)$$

definiert. Die Verläufe der Bessel-Funktionen sind in **Bild 4.13** dargestellt.

Aus Gleichung (4.14) lassen sich mit den Lösungen von Gleichung (4.15) die Eigenfrequenzen des zylindrischen Systems zu

$$f_{sno} = \frac{c}{2 \cdot \pi} \sqrt{\left(s \frac{\pi}{h}\right)^2 + \left(\frac{k_{no} \cdot \pi}{b}\right)^2} \quad (4.16)$$

bestimmen.

Nach dieser Gleichung werden die Eigenfrequenzen eines Lichtbogenofens mit einem Durchmesser von 6,9 m berechnet. Die kumulierte Anzahl an Eigenfrequenzen

ist für drei unterschiedliche Gefäßhöhen in **Bild 4.14** über der jeweiligen Frequenz aufgetragen. Die Gefäßhöhen ergeben sich aus

- dem Ofengefäß ohne Deckel und ohne Boden (2,8 m),
- dem Ofengefäß mit Deckel und ohne Boden (3,8 m) sowie
- dem Ofengefäß mit Deckel und mit Boden (4,9 m).

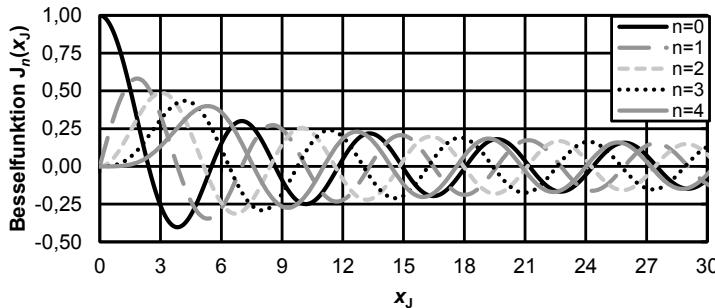


Bild 4.13: Verlauf der Bessel-Funktionen für n = 0 bis 4

Für die Simulation werden die Bessel-Funktionen im Intervall $n = 0 \dots 30$ ausgewertet sowie die Variable s von $0 \dots 20$ variiert, um so nach Gleichung (4.16) die Eigenfrequenzen des Lichtbogenofens zu erhalten. Für diese Berechnung wurden Schallgeschwindigkeiten

$$c = \sqrt{1,4 \cdot R_s \cdot T_{\text{air}}} \quad (4.17)$$

von 343 m/s bis 845 m/s verwendet, deren Wert von der Temperatur der Ofenatmosphäre T_{air} und der spezifischen Gaskonstante

$$R_s = 287,058 \frac{J}{\text{kg} \cdot \text{K}} \quad (4.18)$$

abhängt (siehe **Tabelle 4.3**). [McQ 76b]

Nach [Fle 13] kann der Temperaturwert bis zu 1400 °C betragen. Je nach Prozessabschnitt wird die Temperatur der Ofenatmosphäre in [McQ 76b] und [McQ 77a] auf Werte zwischen 300 °C (Bohrphase) und 1500 °C (Flachbadphase) geschätzt.

Durch die Reaktionen des zugeführten Eisenschwamms entstehen in der Flachbadphase große Anteile an Kohlenmonoxid im Abgas (siehe Teilkapitel 2.3). Der hierdurch entstehende Fehler bei der Berechnung der Schallgeschwindigkeit ist allerdings vernachlässigbar gegenüber anderen Einflüssen, da die Gaskonstante für Luft im Vergleich zu der Gaskonstante von Kohlenstoffmonoxid lediglich um 3,4 % geringer ist.

Grundsätzlich ist eine präzise Bestimmung der Eigenfrequenzen für den Fall des aktiven Schmelzprozesses im Lichtbogenofen nicht möglich, da viele nicht quantifizierbare Einflussgrößen existieren. Neben der Temperatur der Ofenatmosphäre sind dies in der Flachbadphase im Wesentlichen der Zustand der Ausmauerung und der Füllstand der Schmelze sowie die Höhe und Dichte der Schlacke. Allerdings ist eine Abschätzung der zu erwartenden Eigenfrequenzen dennoch möglich.

Aufgrund der Ausmauerung des Ofengefäßes mit Feuerfestmaterial und der Höhe des Füllstandes mit Restschmelze, wird die Höhe des Ofengefäßes im Mittel mit 3,8 m als realistisch angesehen.

Zu Beginn einer Charge ($T_{air} = 350^\circ\text{C}$) kann nach dem Verlauf in Bild 4.14 und nach **Tabelle 4.4** grundsätzlich vermehrt mit Eigenfrequenzen ab 80 Hz gerechnet werden. Allerdings treten diese erst ab 120 Hz lückenlos auf. Mit fortlaufender Prozessdauer steigt die Temperatur an ($T_{air} = 800^\circ\text{C}$) und die beiden genannten Grenzen der Eigenfrequenzen verschieben sich zu Werten von 110 Hz und 150 Hz (siehe **Tabelle 4.5**).

Da die Temperatur im Lichtbogenofen während des Schmelzprozesses keine homogene Verteilung über das gesamte Volumen des Ofengefäßes aufweist, ist anzunehmen, dass im Frequenzbereich unter 150 Hz zwar eine geringere Dichte an Eigenfrequenzen besteht, der Bereich um die Eigenfrequenz von 100 Hz aber weitgehend lückenlos ist.

Da die Schallgeschwindigkeiten in Flüssigkeiten (Stahlschmelze) deutlich höher sind als in Gasen (Ofenatmosphäre), kann man den Einfluss der Stahlschmelze bei der Betrachtung von sehr geringen Frequenzen vernachlässigen. Mit ansteigender Temperatur der Ofenatmosphäre wird die Schallgeschwindigkeit generell größer und führt daher zu einer tendenziellen Verschiebung der Eigenfrequenzen in Richtung höherer Frequenzen.

Tabelle 4.3: Schallgeschwindigkeit berechnet in Abhängigkeit der Temperatur der Ofenatmosphäre nach [McQ 76b]

Temperatur der Ofenatmosphäre	20 °C	350 °C	800 °C	1500 °C
Schallgeschwindigkeit (in Luft)	343 m/s	501 m/s	657 m/s	845 m/s
Dichte der Ofenatmosphäre	1,204 kg/m ³	0,566 kg/m ³	0,329 kg/m ³	0,198 kg/m ³
Schallgeschwindigkeit (in CO)	349 m/s	509 m/s	668 m/s	858 m/s

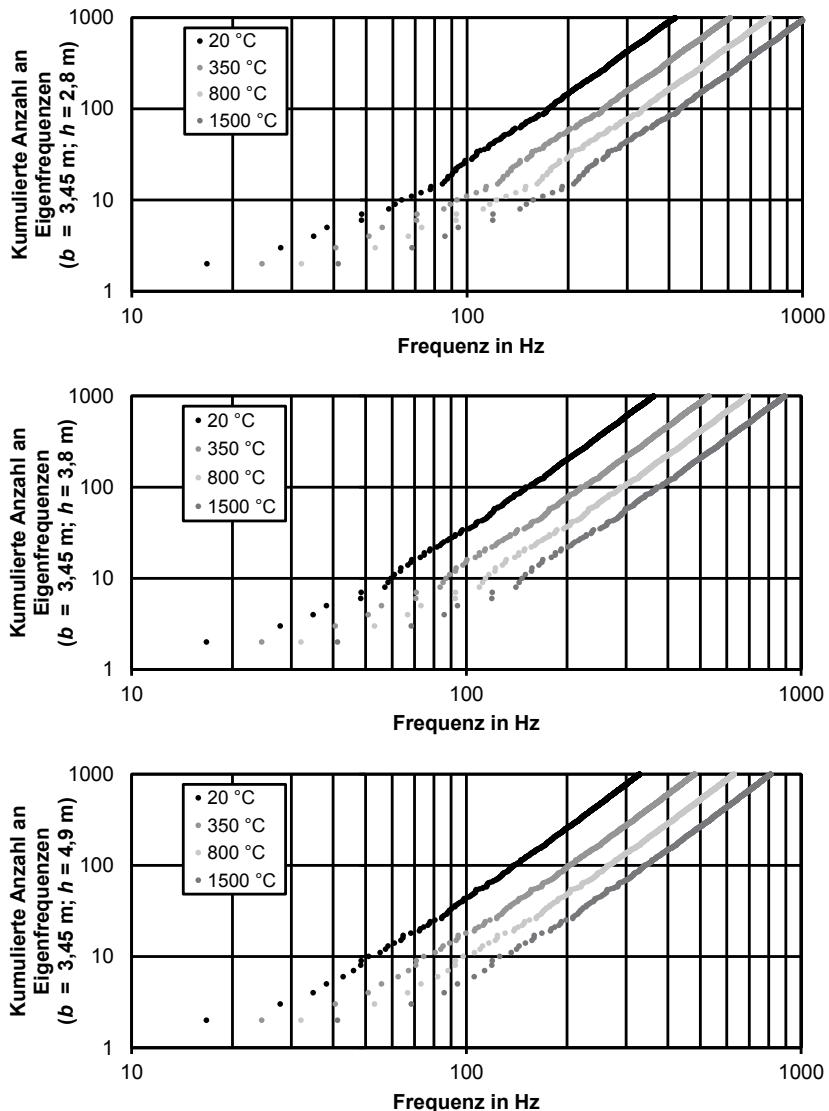


Bild 4.14: Kumulierte Anzahl an Eigenresonanzen für Ofengefäße mit einem Durchmesser von 6,9 m und einer Höhe von 2,8/3,8/4,9 m

Tabelle 4.4: Eigenfrequenzen in Hz in Abhängigkeit der Variablen s , n , σ für ein Ofengefäß mit einem Durchmesser von 6,9 m, einer Höhe von 3,8 m und einer Temperatur der Ofenatmosphäre von 350 °C

$s = 12$	$s = 11$	$s = 10$	$s = 9$	$s = 8$	$s = 7$	$s = 6$	$s = 5$	$s = 4$	$s = 3$	$s = 2$	$s = 1$	$s = 0$	(n, σ)
1002,0	918,5	835,0	751,5	668,0	584,5	501,0	417,5	334,0	250,5	167,0	83,5	0,0	(0,0)
1002,3	918,8	835,4	751,9	668,4	585,0	501,6	418,2	334,9	251,7	168,8	87,0	24,5	(1,0)
1002,8	919,4	836,0	752,6	669,2	585,9	502,6	419,5	336,5	253,8	171,9	92,8	40,6	(2,0)
1003,3	919,9	836,6	753,2	669,9	586,7	503,6	420,6	337,9	255,6	174,6	97,8	50,9	(0,1)
1003,6	920,2	836,9	753,6	670,3	587,2	504,1	421,2	338,6	256,6	176,1	100,4	55,8	(3,0)
1004,5	921,2	838,0	754,8	671,7	588,8	506,0	423,4	341,4	260,3	181,3	109,4	70,7	(4,0)
1004,5	921,2	838,0	754,8	671,7	588,8	506,0	423,5	341,4	260,3	181,4	109,5	70,9	(1,1)
1005,6	922,4	839,3	756,3	673,4	590,7	508,2	426,1	344,7	264,6	187,5	119,3	85,3	(5,0)
1006,0	922,8	839,7	756,8	673,9	591,3	508,9	426,9	345,7	265,9	189,3	122,1	89,1	(2,1)
1006,3	923,2	840,2	757,3	674,5	591,9	509,6	427,8	346,8	267,3	191,3	125,2	93,2	(0,2)
1006,9	923,9	840,9	758,1	675,4	592,9	510,8	429,2	348,6	269,6	194,5	130,0	99,7	(6,0)
1007,6	924,7	841,8	759,0	676,4	594,1	512,2	430,9	350,6	272,2	198,1	135,3	106,5	(3,1)
1008,4	925,5	842,7	760,0	677,6	595,4	513,7	432,6	352,7	275,0	201,9	140,9	113,4	(1,2)
1008,5	925,5	842,7	760,1	677,7	595,5	513,8	432,8	352,9	275,2	202,2	141,3	114,0	(7,0)
1009,6	926,7	844,1	761,6	679,3	597,4	516,0	435,3	356,1	279,2	207,6	149,0	123,4	(4,1)
1010,2	927,4	844,8	762,4	680,2	598,4	517,1	436,7	357,8	281,4	210,5	153,0	128,2	(8,0)
1010,7	928,0	845,4	763,1	681,0	599,3	518,2	438,0	359,3	283,4	213,2	156,6	132,5	(2,2)
1011,1	928,4	845,9	763,6	681,5	599,9	518,9	438,8	360,3	284,7	214,9	158,9	135,2	(0,3)
1011,7	929,1	846,6	764,4	682,5	601,0	520,1	440,3	362,1	286,9	217,8	162,8	139,8	(5,1)

Tabelle 4.5: Eigenfrequenzen in Hz in Abhängigkeit der Variablen s , n , σ für ein Ofengefäß mit einem Durchmesser von 6,9 m, einer Höhe von 3,8 m und einer Temperatur der Ofenatmosphäre von 800 °C

	$s = 12$	$s = 11$	$s = 10$	$s = 9$	$s = 8$	$s = 7$	$s = 6$	$s = 5$	$s = 4$	$s = 3$	$s = 2$	$s = 1$	$s = 0$	(n, σ)
1314,0	1204,5	1095,0	985,5	876,0	766,5	657,0	547,5	438,0	328,5	219,0	109,5	0,0	0,0	(0,0)
1314,4	1204,9	1095,5	986,0	876,6	767,2	657,8	548,4	439,2	330,1	221,3	114,1	32,1	1,0	(1,0)
1315,1	1205,7	1096,3	986,9	877,6	768,3	659,2	550,1	441,2	332,8	225,4	121,8	53,2	2,0	(2,0)
1315,7	1206,3	1097,0	987,8	878,5	769,4	660,4	551,6	443,1	335,2	229,0	128,3	66,8	0,1	(0,1)
1316,0	1206,7	1097,4	988,2	879,1	770,0	661,1	552,4	444,1	336,6	230,9	131,7	73,2	3,0	(3,0)
1317,3	1208,1	1098,9	989,8	880,9	772,1	663,5	555,3	447,7	341,3	237,8	143,5	92,7	4,0	(4,0)
1317,3	1208,1	1098,9	989,9	880,9	772,1	663,5	555,3	447,7	341,4	237,9	143,6	92,9	1,1	(1,1)
1318,7	1209,7	1100,7	991,8	883,1	774,6	666,4	558,8	452,0	347,0	245,9	156,5	111,8	5,0	(5,0)
1319,2	1210,2	1101,2	992,4	883,8	775,4	667,3	559,8	453,3	348,7	248,2	160,2	116,9	2,1	(2,1)
1319,7	1210,7	1101,8	993,1	884,5	776,2	668,3	561,0	454,7	350,5	250,8	164,1	122,3	0,2	(0,2)
1320,5	1211,6	1102,8	994,1	885,7	777,6	669,9	562,9	457,1	353,6	255,1	170,5	130,7	6,0	(6,0)
1321,4	1212,6	1103,9	995,4	887,1	779,1	671,7	565,0	459,7	357,0	259,8	177,5	139,7	3,1	(3,1)
1322,4	1213,7	1105,1	996,7	888,5	780,8	673,6	567,4	462,6	360,6	264,7	184,7	148,8	1,2	(1,2)
1322,5	1213,7	1105,2	996,8	888,7	780,9	673,8	567,5	462,8	360,9	265,2	185,3	149,5	7,0	(7,0)
1323,9	1215,3	1106,9	998,7	890,8	783,4	676,6	570,9	466,9	366,2	272,3	195,3	161,8	4,1	(4,1)
1324,7	1216,2	1107,8	999,7	892,0	784,7	678,2	572,7	469,2	369,0	276,1	200,6	168,1	8,0	(8,0)
1325,4	1217,0	1108,7	1000,7	893,1	785,9	679,6	574,4	471,2	371,6	279,5	205,4	173,7	2,2	(2,2)
1325,9	1217,5	1109,3	1001,3	893,8	786,7	680,5	575,5	472,5	373,3	281,8	208,4	177,3	0,3	(0,3)
1326,7	1218,4	1110,2	1002,4	895,0	788,1	682,1	577,4	474,8	376,2	285,6	213,5	183,3	5,1	(5,1)

Abschließend wurde eine umfangreiche raumakustische Untersuchung durchgeführt, um das frequenzabhängige Übertragungsverhalten der gesamten Messstrecke zu bestimmen, also vom Ort der Schallerzeugung, der Position der Lichtbögen, zum eigentlichen Messort an der Position der Mikrophone.

Hierfür wurde ein Lautsprechersystem mit der Bauform eines Oktaeders im Ofenzentrum positioniert und über einen Audioverstärker mit verschiedenen Signalen angeregt. Die Anregung erfolgte hierbei mit einem sinusförmigen Signal bei diskreten Frequenzen, einem Sweep sowie einem Terzband-Rauschen. Ein Sweep ist ein quasi periodisches Signal, das einen vorgegebenen Frequenzbereich stetig durchläuft und dabei eine gleichbleibende Amplitude aufweist. Das Ofengefäß wurde hierfür mit dem Deckel verschlossen und die Messungen erfolgten bei offener sowie geschlossener Ofentür mehrfach.

In **Bild 4.15** ist die Schalldämpfung durch das Ofengefäß zu sehen. Diese wird durch die Differenz des Schalldruckpegels zwischen dem Lautsprecher im Mittelpunkt des Lichtbogenofens und dem Mikrofon in der Ofenhalle berechnet. Für die Auswertung des Sinus-Sweep beträgt die Dämpfung im Mittel -19,6 dB im Frequenzbereich von 100 Hz bis 400 Hz sowie -23,9 dB im Frequenzbereich ab 400 Hz. Die betrachteten Terzbänder zeigen ein vergleichbares Verhalten. Bei den betrachteten Anregungen mit einem sinusförmigen Signal sticht insbesondere die Frequenz von 100 Hz hervor. Diese kann möglicherweise durch Auslöschungseffekte im Ofeninneren im niedrigen Frequenzbereich verursacht sein. Das Abweichen von singulären Sinusfrequenzen ist daher die eine Folge der Überlagerung.

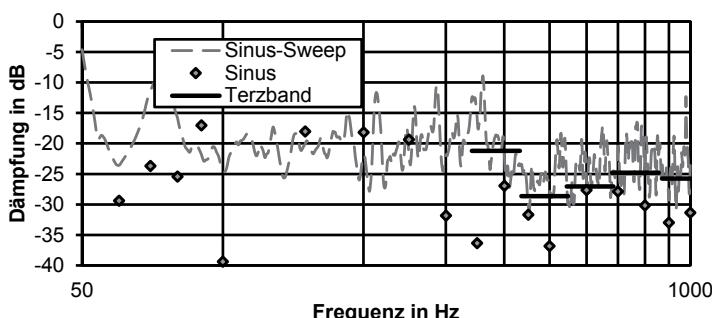


Bild 4.15: Gemessener Frequenzgang der Schallübertragung zwischen Lautsprecher (Dodekaeder) im Zentrum des Lichtbogenofens und einem Mikrofon in der Ofenhalle in dB

Ein Lichtbogenofen besitzt eine Ofentür, die während des Schmelzprozesses geöffnet wird, um den aktuellen Prozesszustand zu beobachten oder eine Probenahme bzw. Temperaturmessung durchzuführen. Anschließend wird die Ofentür wieder geschlossen. Dieser Vorgang erfolgt mehrmals pro Charge.

Um den Einfluss einer geöffneten oder geschlossenen Ofentür auf die Schalldruckmessung zu untersuchen, wird die Schallübertragung vom Messort zum Mikrofon für beide Fälle betrachtet. Nach der Anregung mit einem Sinus-Sweep werden in beiden Fällen die entsprechenden frequenzabhängigen Dämpfungen, also die Schalldruckdifferenz zwischen geschlossener und geöffneter Ofentür, berechnet.

In Bild 4.16 sind die Ergebnisse für zwei Mikrofonpositionen dargestellt. Im unteren Diagramm ist zunächst kein signifikanter Einfluss für Messungen an der Messposition in der Ofenhalle erkennbar. Für die zweite Messposition, die sich in einem Abstand von 5 m vor der Ofentür befindet, ist eine stärkere Dämpfung ab einer Frequenz von 500 Hz (im oberen Diagramm) ersichtlich. Auch der Frequenzbereich unter 500 Hz zeigt hier ein wesentlich volatiles Verhalten mit einer erhöhten Dämpfung im Bereich von 100 Hz.

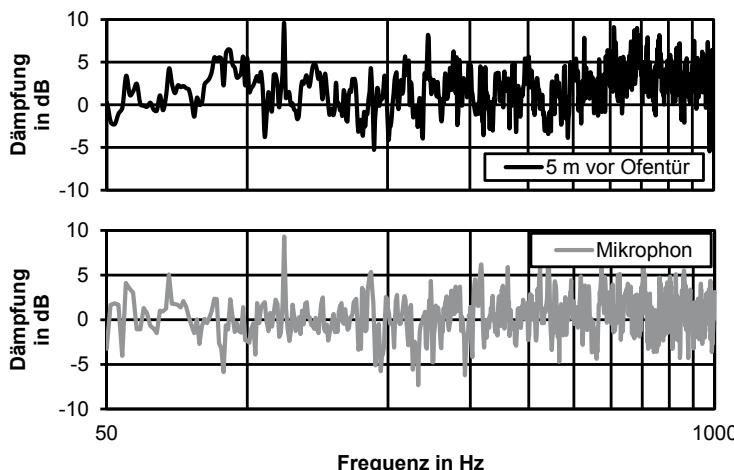


Bild 4.16: Frequenzabhängige Dämpfung durch geschlossene Ofentür in dB für ein Mikrofon an der Messposition in der Ofenhalle (unten) und ein Mikrofon an einer Referenzposition 5 m vor der Ofentür (oben)

Die mittleren Dämpfungen für verschiedene Frequenzbänder sind in Tabelle 4.6 dargestellt. Im Frequenzbereich von 500 Hz bis 1000 Hz weisen beide Messpositionen eine Dämpfung von 3,20 dB auf. Bei Frequenzen unter 500 Hz ist lediglich beim zweiten Mikrofon, das 5 m vor der Ofentür positioniert ist, eine Dämpfung von 1,33 dB bzw. 1,39 dB vorhanden. Das Mikrofon an der Messposition in der Ofenhalle zeigt im niedrigen Frequenzbereich unter 500 Hz mit -0,13 dB bzw. 0,36 dB nahezu keinen Einfluss durch das Öffnen oder Schließen der Ofentür.

Der Wert der mittleren Dämpfung von 2,31 dB im Frequenzband von 50 Hz bis 1000 Hz wird durch die Auswertungen von Beckman in [Bec 83] bestätigt. Dieser hat

eine Dämpfung von 2,2 dB in der gleicher Entfernung von 5 m zur Ofentür gemessen. Allerdings nicht unmittelbar vor der Öffnung des Ofens, sondern in einem Winkel von 45°. Messungen in [Jan 14] haben Messwerte von 3,7 dB ergeben.

Während des Schmelzprozesses können neben den Lichtbögen als Schallquelle zusätzliche Schallquellen in der Umgebung des Ofens auftreten und den Schalldruckpegel in der Ofenhalle beeinflussen. Der Einfluss dieser Störschallquellen, die unter anderem Geräusche einschließen, welche durch Stimmen, Sirenen, Stapler, Kranarbeiten, Hammerschläge und Schweißarbeiten verursacht werden, wurde im Frequenzbereich untersucht. Diese Störgrößen haben alle lediglich Auswirkungen über einer Frequenz von 1000 Hz oder weisen einen so geringen Schalldruckpegel auf, dass diese Schallquellen vernachlässigbar sind.

Tabelle 4.6: Mittelwerte der Dämpfungen durch eine geschlossene Ofentür

Frequenzbereich	100...300 Hz	50...500 Hz	500...1000 Hz	50...1000 Hz
Referenz-Mikrophon (5 m vor Ofentür)	1,39 dB	1,33 dB	3,20 dB	2,31 dB
Mikrophon (Messort in Ofenhalle)	-0,13 dB	0,36 dB	3,20 dB	0,59 dB

4.2.2 Schalldruck des Drehstrom-Lichtbogenofens

Um für eine typische Charge den charakteristischen Verlauf des Schalldruckes zu beschreiben, der in der Umgebung eines Lichtbogenofens auftritt, muss zunächst nach der Ofenvariante in Gleichstrom- und Drehstrom-Lichtbogenofen unterschieden werden, da sich diese auf Grund der unterschiedlichen Verhalten der Lichtbögen erheblich im emittierten Schalldruck unterscheiden.

Im Falle eines Gleichstrom-Lichtbogenofens kann das emittierte Schallsignal nach Jansen [Jan 14] als Geräusch beschrieben werden, dass durch ein breitbandiges Rauschen im Frequenzband von 70 bis 1200 Hz definiert wird. Mit einem Anteil von über 60 % des Schalldruckes im Bereich von 100 bis 600 Hz wird der maximale Schalldruck im Bereich von 200 Hz emittiert. In seinen Untersuchungen zeigt er, dass ein Einhüllen des Lichtbogens durch Schlacke einen Effekt insbesondere im Frequenzbereich von 100 bis 500 Hz im Spektrum des Schalldruckes aufweist.

Das von einem Drehstrom-Lichtbogenofen emittierte Schalldruckspektrum weist eine erheblich vom Gleichstrom-Lichtbogenofen abweichende Charakteristik auf. Beträgt man das Spektrum des Schalldruckes im Drehstrom-Lichtbogenofen, so wird dieses im Wesentlichen durch Frequenzen im Band von 100 bis 500 Hz bestimmt. Neben einem breitbandigen Rauschen wird das von den Lichtbögen erzeugte Geräusch durch die diskreten Frequenzen von 100 Hz, 200 Hz, 300 Hz, 400 Hz und 500 Hz bestimmt, wobei die Frequenzen 100 Hz, 200 Hz und 300 Hz dominieren. Die Stärke des

jeweiligen Anteils hängt sehr stark von der Prozessphase und dem damit einhergehenden Prozesszustand ab.

In der ersten Phase, der Bohrphase, brennen die Lichtbögen zwischen Elektroden und chaotisch wechselnden Teilen der Oberfläche des Stahlschrottes. Der gemessene Schalldruck außerhalb des Ofengefäßes hat einen sehr hohen Schalldruckpegel, da der durch die Lichtbögen emittierte Schalldruck weitgehend frei an die Umgebung abgegeben wird. Er wird nur durch das Ofengefäß und den die Lichtbögen umgebenden Schrott gedämpft. Das resultierende Geräusch hat einen hohen Anteil des breitbandigen Rauschens, der den diskreten Frequenzanteilen überlagert ist. Im Bereich des Hörschalls zeichnet sich dies durch das allgemein sehr laute und stochastische Knallen aus.

Mit dem weiteren Fortschreiten des Prozesses geht der Zustand kontinuierlich in die zweite Phase, die Flachbadphase, über. Das emittierte Geräusch wandelt sich in ein ruhigeres Brummen. Dies geht mit dem Abklingen des breitbandigen Rauschens einher. In Folge der sich nun ausbildenden Schicht von Schlacke auf der Schmelze nimmt der Schalldruckpegel ab, da der emittierte Schalldruck in Abhängigkeit der Höhe und der Eigenschaften der Schlacke gedämpft wird. Im idealen Fall werden die Lichtbögen vollständig von Schlacke umhüllt.

Da in der letzten Phase des Prozesses die Temperatur der Schmelze auf Abstichtemperatur erhöht wird, fällt die aufgeschäumte Schlacke aufgrund schlechterer Bedingungen für das Aufschäumen der Schlacke zusammen. Dies hat ein erneutes Ansteigen des Schalldruckpegels zur Folge und kann zusätzlich durch ein breitbandiges Rauschen begleitet werden. Allerdings dauert dieser Prozessabschnitt nur wenige Minuten.

In **Bild 4.17** ist der vollständige zeitliche Verlauf des Schalldruckpegels einer Charge beim Drehstrom-Lichtbogenofen in der Form eines Frequenzspektrums dargestellt. Die drei vorgestellten Prozessphasen können klar zugeordnet werden.

Verläuft der Schmelzprozess in der Flachbadphase nicht optimal, so steigt der Schalldruckpegel an, da das Niveau der aufgeschäumten Schlacke abnimmt. Damit nimmt auch der Grad der Abdeckung der Lichtbögen mit Schlacke ab. Dies zu erkennen und die Ursache hierfür zu finden, ist für einen Ofenbediener schwierig und nur erfahrungsbasiert möglich.

Dieser Effekt tritt zum Beispiel auf, wenn die Eisenschwamm-Förderrate zu gering ist und dies ein schlechteres Schäumvermögen der Schlacke bzw. ein Überhitzen der Schmelze bewirkt. Als Folge wird der Grad der Abdeckung der Lichtbögen mit Schlacke geringer. Das Ofengefäß wird der Lichtbogenstrahlung und somit einer wesentlich stärkeren thermischen Belastung ausgesetzt.

Beim Drehstrom-Lichtbogenofen wird durch die Wechselspannung, die eine Frequenz von 50 Hz aufweist, zwischen dem unteren Ende der Elektroden und der Schrottoberfläche zweimal je Periode ein Lichtbogen gezündet. Demnach sollte dies bei ideal brennenden Lichtbögen mit einer Phasenverschiebung von 120° theoretisch eine Frequenz von 100 Hz beim emittierten Schalldruck bewirken. [McQ 76a] [Hom 00]

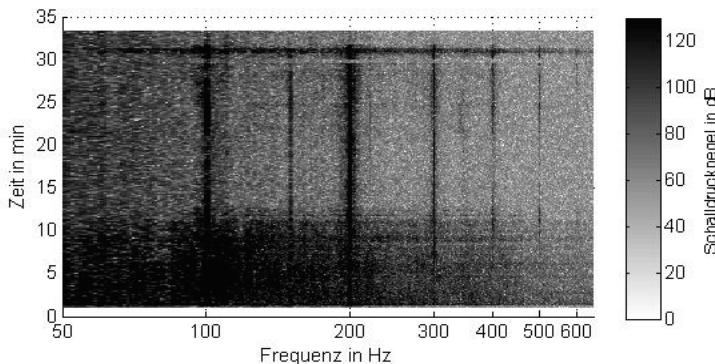


Bild 4.17: Beispiel für den Zeitverlauf des Frequenzspektrums vom Schalldruckpegel einer 1-Korb-Charge an einem Drehstrom-Lichtbogenofen

Tabelle 4.7: Einfluss auf die Schallemission von Lichtbogenöfen nach [Bec 83]

Einflussgröße	Wirkungsart
Schrottzusammensetzung	Brennverhalten der Lichtbögen Schallausbreitung im Ofengefäß
Flüssigumpf	Brennverhalten der Lichtbögen
Schlackenbildung	Schalldämpfung im Ofengefäß, Lichtbogenverhalten (Übergang zu ohmscher Widerstandserwärmung)
Temperatur der Ofenatmosphäre	Mechanismus der Schallerzeugung
Temperatur des Schrotts	Zündbedingungen der Lichtbögen
Dotierung der Elektroden	Brennverhalten der Lichtbögen
Kuhlenbildung im Schrott	Längenänderung der Lichtbögen
Impedanzsollwert der Regelung	Mittlere Lichtbogenlänge Effektivwerte von Strom und Spannung
Öffnung im Ofengefäß	Schallübertragung in die Ofenhalle
Auskleidung des Ofengefäßes	Schalldämpfung im Ofengefäß
Größe und Aufbau der Ofenhalle	Raumakustik am Arbeitsplatz
Netzfrequenz	Lichtbogenverhalten, Zündfrequenz

Abweichungen hiervon können durch stochastische Längenänderungen der Lichtbögen, durch die temperaturabhängigen Eigenfrequenzen des Lichtbogenofens, durch die unterschiedlichen Schallentstehungsorte der Lichtbögen und viele weitere Nebeneffekte hervorgerufen werden.

Mögliche Einflussparameter auf die Schallemissionen, die durch die Lichtbögen als Schallquellen in einem Lichtbogenofen entstehen, wurden von Beckmann in [Bec 83] formuliert und in einer Übersicht zusammengefasst (siehe **Tabelle 4.7**). Diese beinhaltet sowohl mögliche Einflüsse auf die Schallentstehung als auch Einflüsse auf die Schallübertragung von der Schallquelle in die Ofenhalle (z. B. Schrottzusammensetzung, Schlackenbildung, Öffnungen im Ofengefäß).

In der Literatur finden sich unterschiedliche Theorien zur Schallentstehung durch Lichtbögen. **Tabelle 4.8** stellt eine Übersicht über die bestehenden Ansätze und Theorien dar. Diese wurde durch Bowman und Krüger in [Bow 09] zusammengestellt.

Tabelle 4.8: Übersicht der Ansatzfunktionen zur Beschreibung des emittierten Schalldrucks von Lichtbogenöfen [Bow 09]

Theorie	Ansatzfunktion	Autor bzw. Quelle
Messungen bei niedrigem Strom im Labor	$p \sim d \frac{(u_{\text{arc}} \cdot i_{\text{arc}})}{dt}$	Dagbar
Messungen an einem 75 MVA Ofen mit einem Lichtbogen	$p \sim u_{\text{arc}}$	Artinger
Thermoakustisches Modell	$p \sim u_{\text{arc}}^2 \cdot i_{\text{arc}}$	Beckmann [Bec 83]
Turbulenter Strahl	$p \sim u_{\text{arc}} \cdot i_{\text{arc}}^4$	Bowman
Messungen bei niedrigem Strom im Labor	$p \sim a \cdot u_{\text{arc}} + b \cdot u_{\text{arc}}^2$	Ehrbar/Krüger
Pulsierender Zylinder	$p \sim u_{\text{arc}}^{0.5} \cdot i_{\text{arc}}$	McQueen [McQ 78a]
Pulsierende Kugel	$p \sim u_{\text{arc}} \cdot i_{\text{arc}}$	McQueen [McQ 78b]

In [McQ 78a] beschreibt McQueen den Lichtbogen in einem ersten Modell als Schallquelle in Form eines pulsierenden Zylinders. Er nimmt den Lichtbogen als ein zylinderförmiges Plasma an, das harmonisch in radialer Richtung pulsiert und damit das Medium, das diesen Zylinder umgibt, zum Schwingen anregt. So wird eine Schalldruckwelle in radialer Richtung des Plasmas erzeugt. Die abgestrahlte akustische Leistung

$$P_{\text{ak},Z} = 2 \cdot \pi^3 \rho_{\text{air}} \cdot f \cdot r_{\text{arc}}^2 V_{\text{eff}}^2 L_{\text{arc}} \quad (4.19)$$

des zylinderförmigen Plasmas entsteht durch einen Zylinder in der Länge L_{arc} des Lichtbogens. Die Zylinderoberfläche schwingt dabei mit dem Effektivwert von V_{eff} in radialer Richtung im Medium der Dichte ρ_{air} mit der Frequenz f . Der Radius r_{arc} des Zylinders wird dabei nach [McQ 76b] über

$$\pi \cdot r_{\text{arc}}^2 = \frac{\hat{I}_{\text{arc}}}{\alpha_i} \cos(\omega \cdot t) = \frac{I_{\text{arc,eff}}}{\sqrt{2} \cdot \alpha_i} \cos(\omega \cdot t) \quad \text{mit} \quad \alpha_i = 4 \frac{\text{kA}}{\text{cm}^2} \quad (4.20)$$

in Abhängigkeit des Lichtbogenstromes I_{arc} über den Kopplungsfaktor α ausgedrückt. Durch den allgemeinen Zusammenhang zwischen der Lichtbogenlänge

$$U_{\text{arc,eff}} = \alpha_{U0} + \alpha_{U1} \cdot L_{\text{arc}} \quad \text{mit} \quad \alpha_{U0} = 50 \text{ V}; \alpha_{U1} = 10 \frac{\text{V}}{\text{cm}} \quad (4.21)$$

und dem Effektivwert der Lichtbogenspannung $U_{\text{arc,eff}}$ folgt aus Gleichungen (4.19) bis (4.21) für den emittierten Schalldruck

$$p_{\text{ak,Z}} \sim \sqrt{P_{\text{ak,Z}}} \sim \sqrt{I_{\text{arc,eff}}^2 \cos^2(\omega \cdot t) \cdot U_{\text{arc,eff}}} = I_{\text{arc,eff}} \sqrt{U_{\text{arc,eff}}} \cdot \cos(\omega \cdot t) \quad (4.22)$$

des pulsierenden Zylinders.

Eine Abwandlung des pulsierenden Zylinders als Ursache der Schallentstehung durch einen Lichtbogen wird in [McQ 78b] vorgestellt. Dort wird der Lichtbogen als pulsierende Kugel betrachtet, welche die akustische Leistung

$$P_{\text{ak,K}} = 4 \cdot \pi^3 \rho_{\text{air}} \cdot f^2 \cdot r_{\text{arc}}^2 v_{\text{eff}}^2 L_{\text{arc}}^2 \quad (4.23)$$

abstrahlt. Demnach folgt mit den Gleichungen (4.20) und (4.21) für den emittierten Schalldruck einer pulsierenden Kugel

$$p_{\text{ak,K}} \sim \sqrt{P_{\text{ak,K}}} \sim \sqrt{I_{\text{arc,eff}}^2 \cos^2(\omega \cdot t) \cdot U_{\text{arc,eff}}} = I_{\text{arc,eff}} U_{\text{arc,eff}} \cos(\omega \cdot t). \quad (4.24)$$

Beide Modelle nutzt McQueen, um diskrete Töne der Schallemission der Lichtbögen zu modellieren.

In einem dritten Modell von McQueen wird der Lichtbogen als eine vibrierende Saite betrachtet. Dieses soll die Eigenschaft des Lichtbogens beschreiben, dass dieser sich unter der Elektrode typischerweise kreisförmig auf der Schmelze bewegt. Mit dem Modell der schwingenden Seite beschreibt McQueen das breitbandige Rauschen, welches durch den Lichtbogen emittiert wird. Die gesamte emittierte akustische Leistung der schwingenden Saite beträgt

$$P_{\text{ak,S}} = \frac{8 \cdot \pi \cdot c^3 \rho_{\text{air}}}{d_e^4} \cdot r_{\text{arc}}^4 L_{\text{arc}}^2 x_L. \quad (4.25)$$

Der Faktor x_L gibt die Seitwärtsbewegungen des Lichtbogens unter der Elektrode mit dem Durchmesser d_e wieder und kann Werte zwischen 0,1 und 0,9 annehmen.

Der Schalldruckpegel ist entsprechend

$$p_{\text{ak,S}} \sim \sqrt{P_{\text{ak,S}}} \sim I_{\text{arc,eff}}^2 U_{\text{arc,eff}} \cos(\omega \cdot t) \quad (4.26)$$

proportional zum Produkt aus der Effektivwerte der Lichtbogenspannung und des Quadrates des Lichtbogenstromes. [McQ 79]

Ein weiteres Modell stellt das thermoakustische Modell in [Bec 83] dar. Dieser betrachtet den Lichtbogen als eine sich periodisch verändernde Wärmequelle, welche eine Dichte- und Volumenänderung des Lichtbogenplasmas zur Folge hat und so ebenfalls das den Lichtbogen umgebende Medium zur Schwingung anregt.

Bei allen dargestellten Modellen ist es prinzipiell denkbar, dass der dort jeweils beschriebene physikalische Effekt die Ursache der Schallentstehung am Lichtbogen in geeigneter Weise beschreibt. Dabei ist auch eine Überlagerung von mehreren Effekten grundsätzlich nicht auszuschließen.

Alle Schalldruckmodelle haben gemein, dass diese den emittierten Schalldruck p jeweils auf Funktionen

$$p = f(u_{\text{arc}}, i_{\text{arc}}) \quad (4.27)$$

in Abhängigkeit des Lichtbogenstromes i_{arc} und der Lichtbogenspannung u_{arc} zurückführen.

4.2.3 Modell zur Prognose des emittierten Gesamtschalldrucks

Im Folgenden wird ermittelt, welches der in Tabelle 4.8 und Teilkapitel 4.2.2 vorgestellten Modelle am besten geeignet ist, um den emittierten Schalldruck des betrachteten Drehstrom-Lichtbogenofen vorherzusagen. Diese Modelle bestehen allgemein aus der Multiplikation eines Vielfachen mit dem Lichtbogenstrom (ggf. mit Exponent) und der Lichtbogenspannung (ggf. mit Exponent). Daher wird zunächst eine allgemeine Funktion aufgestellt, deren Parameter variiert werden, um anschließend das am besten geeignete Modell anhand von Gütekriterien (mittlere quadratische Abweichung und mittleres Bestimmtheitsmaß) auszuwählen.

Ausgehend von den Zusammenhängen der bestehenden Modelle lässt sich eine umfassende Ansatzfunktion aufstellen. Diese Ansatzfunktion drückt den Schalldruck

$$p_j(t) = K_p \cdot u_{\text{arc},j}^{q_p}(t) \cdot i_{\text{arc},j}^{z_p}(t) \quad (4.28)$$

eines Lichtbogens mit der Zugehörigkeit zur Phase/Graphitelektrode j allgemein über einen Verstärkungsfaktor K_p , die Spannung sowie den Strom des Lichtbogens und deren zugehörige Exponenten q_p und z_p aus. Dabei wird die Kopplung der elektrischen Lichtbogengrößen mit dem emittierten Schalldruck über den Verstärkungsfaktor K_p ausgedrückt.

Da die drei Lichtbögen nach Kapitel 4.2.1 als drei kohärente Schallquellen angesehen werden können, resultiert der emittierte Gesamtschalldruck p_{Mod} aus der Summe

der Schalldrücke der einzelnen Schallquellen. Dieser kann in ausreichender Entfernung zu den Schallquellen messtechnisch erfasst werden und lässt sich über

$$p_{\text{Mod}}(t) = \sqrt{K_p \cdot \left((u_{\text{arc},1}^{q_p}(t) \cdot i_{\text{arc},1}^{z_p}(t))^2 + (u_{\text{arc},2}^{q_p}(t) \cdot i_{\text{arc},2}^{z_p}(t))^2 + (u_{\text{arc},3}^{q_p}(t) \cdot i_{\text{arc},3}^{z_p}(t))^2 \right)} \quad (4.29)$$

ausdrücken. Durch die Normierung auf den Bezugsschalldruck p_0 nach Gleichung (4.5) beträgt der Schalldruckpegel damit

$$L_{\text{Mod}}(t) = 10 \cdot \log_{10} \left(\frac{p_{\text{Mod}}^2(t)}{p_0^2} \right). \quad (4.30)$$

Um die Parameter, also den Verstärkungsfaktor K_p sowie die Exponenten q_p und z_p , der Ansatzfunktion in Gleichung (4.28) zu bestimmen, werden diese variiert und anschließend eine Regressionsanalyse zwischen dem zeitlichen Verlauf des gemessenen Schalldrucks (Effektivwert über jeweils 1 s) und der Ansatzfunktion im zeitlichen Bereich der Chargen, in dem ein frei brennender Lichtbogen vorliegt, durchgeführt. Dieser Bereich umfasst die ersten 300 Sekunden von insgesamt 230 Chargen. Als Gütekriterium werden der Korrelationskoeffizient sowie die mittlere quadratische Abweichung herangezogen. Die Regression wird jeweils einzeln für die Chargen durchgeführt und anschließend über alle Chargen gemittelt.

Bei Betrachtung des Korrelationskoeffizienten in **Bild 4.18** zeigt sich ein punktsymmetrisches Verhalten um den Ursprung. Lediglich positive Werte der Exponenten q_p und z_p weisen entlang einer Ursprungsgeraden eine hohe Korrelation auf. Insgesamt erreichen die Modelle von McQueen eine deutlich höhere Korrelation als die übrigen Ansätze.

Zusätzlich wird die mittlere quadratische Abweichung in **Bild 4.19** analysiert. Über alle Chargen gemittelt befindet sich das Optimum mit der geringsten Abweichung in einem kreisförmigen Bereich um die Modelle von McQueen. Der Unterschied innerhalb dieses Bereiches liegt im Wertebereich von 0,2 dB². Betrachtet man einzelne Chargen, so zeigt dies, dass die mittlere quadratische Abweichung mit hohen Exponenten exponentiell ansteigt. Daher sollten die Exponenten möglichst gering gewählt werden. Auf Grund der hohen Korrelation und der geringen mittleren quadratischen Abweichung der Modelle von McQueen wird der Exponent z_p auf den Wert 1 festgelegt sowie der Verlauf des Korrelationskoeffizienten in Abhängigkeit des Exponenten q_p in **Bild 4.20** betrachtet. Das Maximum des Korrelationskoeffizienten ist im Bereich von Exponenten q_p zwischen 0,5 und 1,0 und verhältnismäßig flach ausgeprägt.

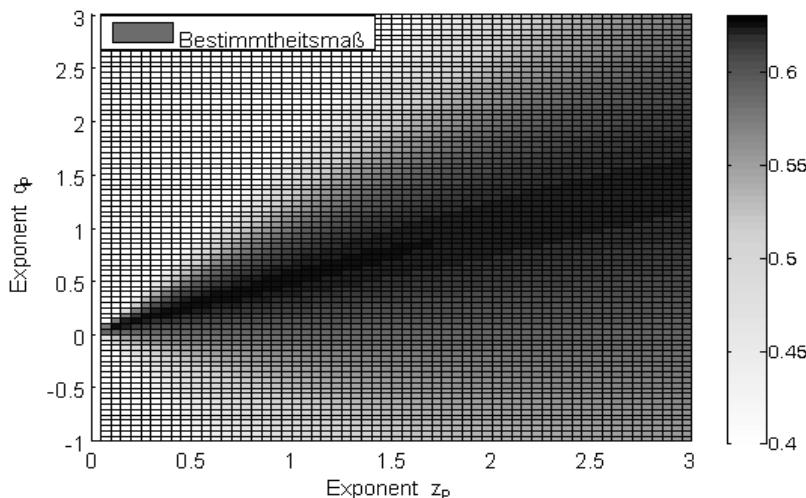


Bild 4.18: Über alle Chargen gemittelte Korrelation zwischen modelliertem und gemessenen Schalldruck bei frei brennendem Lichtbogen

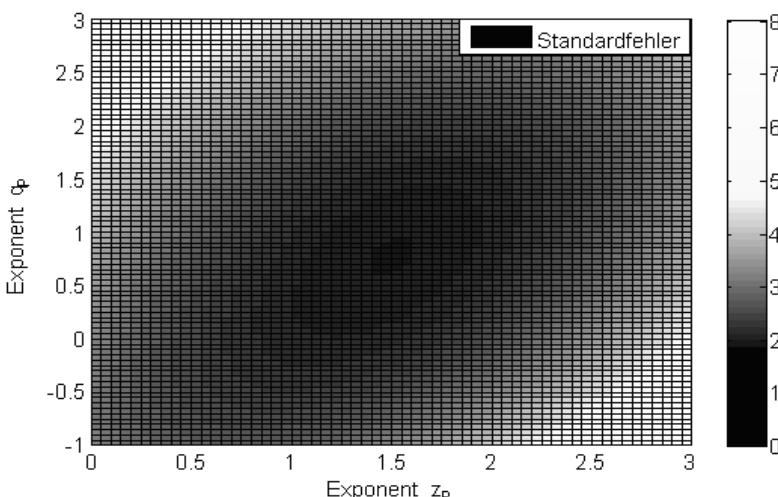


Bild 4.19: Über alle Chargen gemittelte quadratische Abweichung zwischen modelliertem und gemessenem Schalldruck bei frei brennendem Lichtbogen in dB²

Hieraus folgt, dass die Ansätze von McQueen grundsätzlich zur Beschreibung des durch einen Lichtbogen emittierten Schalldrucks geeignet sind. Es ist grundsätzlich möglich, dass alle beschriebenen Effekte einen Anteil an der Schallentstehung aufweisen. Der Korrelationskoeffizient, welcher über alle Chargen gemittelt wurde, zeigt eine Dominanz des Modells „pulsierender Zylinder“ als Schallquelle. Die übrigen Modelle können für den vorliegenden Fall ausgeschlossen werden.

Der Verstärkungsfaktor K_p hat über alle Chargen gemittelt den Betrag

$$K_p = 4,00 \cdot 10^{-6} \frac{\text{Pa}}{\text{V}^{-0,5} \text{A}} \quad (4.31)$$

bei den Exponenten

$$q_p = 0,5 \quad (4.32)$$

und

$$z_p = 1,0. \quad (4.33)$$

Ein weiteres Modell ergibt sich durch die Optimierung nach der gemittelten quadratischen Abweichung zwischen modelliertem und gemessenem Schalldruck. Nach diesem berechnet sich der Schalldruck nach

$$p_{\text{Mod2}}(t) = \sqrt{K_p \cdot \sum_{j=1}^3 \left(u_{\text{arc},j}^{\frac{1}{\sqrt{2}}}(t) \cdot i_{\text{arc},j}^{\frac{1}{\sqrt{2}}}(t) \right)^2}. \quad (4.34)$$

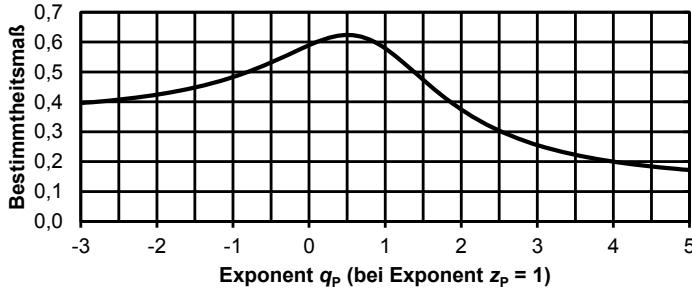


Bild 4.20: Gemittelte Korrelation zwischen modelliertem und gemessenem Schalldruck im Prozessbereich bei frei brennendem Lichtbogen

Bild 4.21 zeigt beispielhaft den Verlauf des modellierten und des gemessenen Schalldrucks einer Charge im Bereich der Charge, welcher frei brennende Lichtbögen aufweist. Diese Prozessphase zum Beginn der Charge ist gekennzeichnet durch eine nur sehr schwache Dämpfung des emittierten Schalls, da sich die Lichtbögen jeweils zwischen den Elektroden und sprunghaft wechselnden Punkten auf der Oberfläche des festen Schrotts ausbilden. Nahezu der gesamte Einsatzstoff ist hier noch fest und es kann sich keine Schlacke zur Dämpfung ausbilden.

Geringfügige Unterschiede zwischen dem modellierten und dem tatsächlich gemessenen Schalldruck finden in dieser Phase ihre Ursache unter anderem durch Zusammenbrüche des Schrotthaufwerkes, das sich an den Seitenwänden befindet und zum Zentrum des Ofens einstürzen kann. Des Weiteren ist es möglich, dass die Lichtbögen kurzzeitig stabil auf vorübergehenden Ansammlungen von flüssigem Stahl brennen, bevor weiterer Schrott nachrutscht, welcher dann erneut abköhlt oder in Richtung des Bodens des Ofengefäßes fließt.

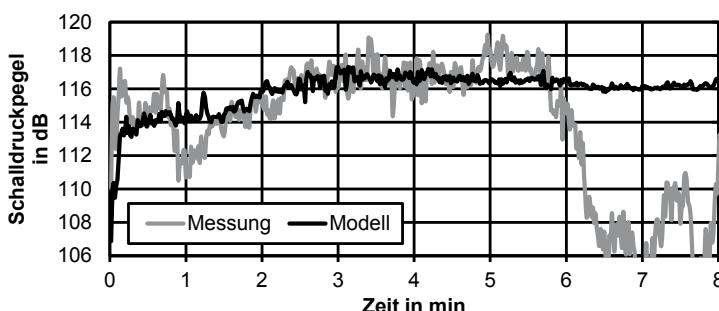


Bild 4.21: Verlauf des modellierten und gemessenen Schalldruckpegels im Prozessbereich mit frei brennenden Lichtbögen (Bohrphase)

Vergleicht man den zeitlichen Verlauf der Modelle der verschiedenen Gütekriterien (gemittelte quadratische Abweichung oder gemittelte Korrelation) mit den vorgestellten Modellen aus Tabelle 4.8, so zeigen die Modelle nach den Gütekriterien und das Modell nach McQueen nur minimale Unterschiede auf. Deren Verlauf ist plausibel und stimmt sehr gut mit dem gemessenen Schalldruckpegel überein.

Das vorgestellte Modell zur Prognose des Schalldruckes ist damit validiert und bestätigt das durch McQueen hergeleitete Modell des pulsierenden Zylinders. Es kann daher herangezogen werden, um den durch die Lichtbögen emittierten Schalldruck über den gesamten zeitlichen Verlauf einer Charge zu simulieren. Dadurch ist es möglich den Grad der vorhandenen Absorption bzw. Dämpfung des Schalldruckes auf dem Weg zwischen Schallquelle und Messort zu bestimmen.

Dies ist durch den Pegel der Schalldruckdifferenz

$$L_{\text{Diff}} = L_{\text{Mod}} - L_{\text{p}}, \quad (4.35)$$

als Differenz zwischen den Schalldruckpegeln des Modellschalldruckes p_{Mod} und des gemessenen Schalldruckes p möglich.

Vor Allem in den Prozessabschnitten der Flachbadphase und des Warmfahrens ist die Schalldämpfung von großer Bedeutung. Die Schalldruckdifferenz einer kompletten 1-Korb-Charge ist in **Bild 4.22** im zeitlichen Verlauf dargestellt.

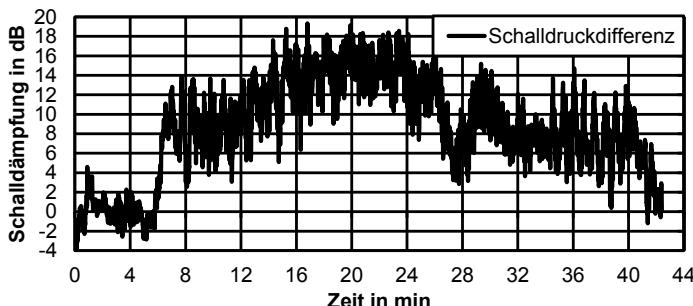


Bild 4.22: Beispiel des zeitlichen Verlaufs der Schalldämpfung einer 1-Korb-charge (Differenz zwischen modelliertem und gemessenem Schalldruckpegel)

In den ersten 6 Minuten sind die Werte des modellierten und des gemessenen Schalldruckes nahezu identisch. Anschließend beginnt der Prozessabschnitt in welchem das Aufschäumen der Schlacke eine erhebliche Dämpfung des emittierten Schalldruckes bewirkt. Die maximal erreichte Schalldämpfung beträgt in den Minuten 16 bis 24 teilweise bis zu 18 dB. Dies ist gleich bedeutend mit der Reduzierung der Schalldruckemission auf ein Sechstel des zu erwartenden Schalldruckwertes an der Messposition und wird durch die Beobachtungen in [McQ 76a] bestätigt.

Anschließend sinkt die Schalldruckdifferenz auf Grund der Probenahme zunächst ab. Ursache hierfür ist die Reduzierung der Eisenschwamm-Förderrate während dieser Phase und das damit verbundene schlechtere Schäumverhalten, da der Kohlenstoffgehalt des Eisenschwamms erheblich zum Aufschäumen der Schlacke beiträgt. Ab Minute 28 wird erneut ein gutes Schäumverhalten erreicht, das sich bis zum Ende der Charge allerdings erneut verschlechtert. In den letzten Minuten des Prozesses wird die Eisenschwamm-Förderrate erneut reduziert, um die Temperatur der Schmelze auf Abstichtemperatur zu erhöhen. Dies führt erneut zum Zusammenfallen der aufgeschäumten Schlacke. Daher tendiert die Schalldämpfung in dieser Phase erneut zu einem Wert gegen 0 dB.

Abschließend kann festgehalten werden, dass ein Drehstrom-Lichtbogenofen über das Modell des pulsierenden Zylinders als Schallquelle hinreichend beschrieben wird. Damit ist es möglich die Schalldämpfung im Verlauf einer Charge, welche durch die aktuellen Zustandsbedingungen des Schmelzprozesses bestimmt werden, zu berechnen. Dies ist durch den Vergleich des modellierten Schalldrucks mit dem tatsächlich emittierten Schalldruck realisierbar. Im folgenden Teilkapitel werden Ergebnisse hierzu vorgestellt.

Darüber hinaus wurde die Schallemission der Lichtbögen auch frequenzbasiert analysiert. Es wurde kein Zusammenhang zwischen dem Schalkepegel und dem Spektrum des Schalldruckes festgestellt. Die frequenzbasierte Auswertung des Schalldruckes ist daher nicht geeignet, um auf den aktuellen Zustand des Schmelzprozesses zu schließen und wird in dieser Arbeit nicht weiter berücksichtigt.

4.3 Ergebnisse

Der Schallausbreitungsweg von der Schallquelle, also den Lichtbögen, zum Messort ist in **Bild 4.23** dargestellt. Auf dem Ausbreitungsweg wird der Schall teilweise durch den festen Schrott, das flüssige Stahlbad, die Ofenatmosphäre sowie durch das Ofengefäß selbst absorbiert. Den größten Einfluss auf die Dämpfung der Schallausbreitung sollte allerdings durch das Aufschäumen der Schlacke hervorgerufen werden, da diese durch die entstehende porige Struktur eine entscheidende akustische Dämpfung aufweisen muss.

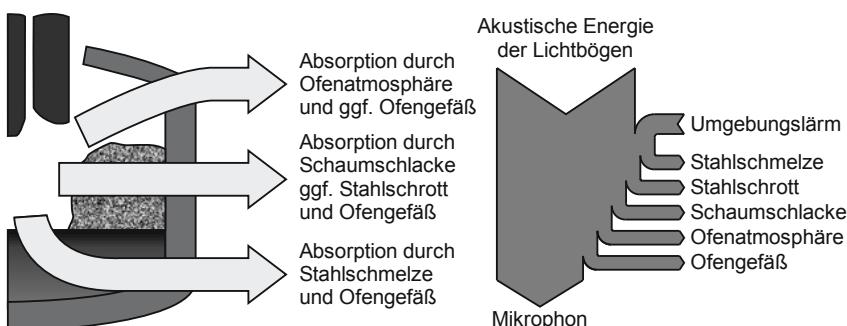


Bild 4.23: Schematische Darstellung der Schallausbreitung am Lichtbogenofen

Um die Wirkung der Schlacke auf den Absorptionsgrad des emittierten Schalldruckes zu untersuchen, wurde die Höhe des Schalkepegels bei 16 Chargen im zeitlichen Verlauf der Charge durch Beobachtung geschätzt. Dies ist leider nur in der Flachbadphase möglich, und mit einer großen Unsicherheit behaftet, da die Einschätzung subjektiv und die Sicht auf die Schlacke nur erschwert möglich ist. Die Schätzung des

Pegels erfolgt in sechs Abstufungen und wurde jeweils alle 2 Minuten, bei starken Veränderungen auch alle 30 s durchgeführt. Anschließend wurden sowohl der Schlackenpegel, der Schalldruckpegel, der Differenzschalldruck als auch weitere Prozessgrößen mit den Wärmeverlusten an Ofenwand und -deckel korreliert. Dadurch sollen die Bedeutung des emittierten Schalldruckes für den Schmelzprozess sowie dessen Dämpfung durch die Schlacke überprüft werden.

Betrachtet man den Zusammenhang der Schallemission der Lichtbögen mit den daraus indirekt resultierenden Wärmeverlusten, so befinden sich die Maxima der Korrelationen mit dem gemessenen Schalldruck und der modellbasierten Schalldruckdifferenz bei einer zeitlichen Verzögerung von bis zu 2,5 Minuten (siehe Bild 4.24). Das sehr langsame Abklingen der Korrelation hat die Ursache in der hohen Trägheit der Wärmeverluste. Des Weiteren ist das Bestimmtheitsmaß des modellbasierten Differenzdruckes höher als dies beim gemessenen Schalldruck der Fall ist. Jedoch sind demnach beide Signale geeignet, um eine indirekte Bewertung der Wärmeverluste bzw. der Effektivität einer Charge durchzuführen.

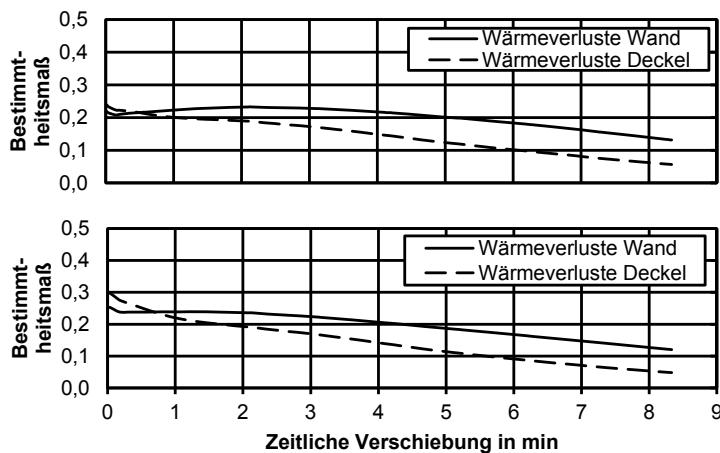


Bild 4.24: Korrelation zwischen Schalldruck (oben) bzw. modellbasierter Schalldruckdifferenz (unten) und den Wärmeverlusten (mit zeitlicher Verzögerung)

Weiterführend werden nun die Einflüsse von verschiedenen Prozessgrößen und des manuell geschätzten Schlackenpegels auf die Wärmeverluste in der Flachbadphase des Schmelzprozesses betrachtet (siehe Bild 4.25). Demnach trägt die Höhe der Schlacke tatsächlich in hohem Maß zur Veränderung der Wärmeverluste bei. Dies zeigen auch die Korrelationen der Prozessgrößen. Die DRI-Förderrate trägt wegen des zugehörigen Kohlenstoffeintrages, mit dem kontinuierlich eingeblasenen Sauerstoff zusammen, zur Volumenänderung der Schlacke bei. Dadurch wird eine Gasbildung in

der Schmelze bewirkt und die Schlacke folglich aufgeschäumt. Es ist jedoch erstaunlich, dass in dieser Auswertung kein Einfluss der eingeblasenen Feinkohle auf die Wärmeverluste nachweisbar ist. Diese kann dem Prozess kontinuierlich oder in Intervallen zugeführt werden. Es ist dadurch bedingt, dass keine nennenswerte Dynamik der Feinkohle in dieser Auswertung vorliegt.

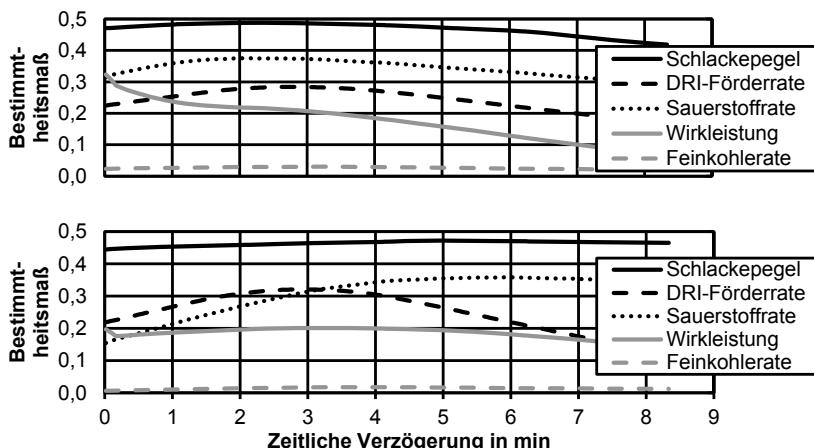


Bild 4.25: Korrelation der Wärmeverluste - Deckel (oben), Wand (unten) - mit verschiedenen Prozessgrößen sowie dem Schlackenpegel unter Berücksichtigung einer zeitlichen Verzögerung der Wärmeverluste

Die Aussagen zum Zusammenhang zwischen der Schalldruckdifferenz und den Prozessdaten wird durch eine umfangreichere Untersuchung einer weiteren Versuchsreihe bestätigt. Hierfür werden die Chargen in charakteristische Bereiche unterteilt, die in **Bild 4.26** dargestellt sind. Die ersten Bereiche werden durch die Bohrphase, das Schmelzen des chargierten Schrottkorbes bei 1-Korb-Chargen (Bereich A) sowie des ersten (Bereich A1) und zweiten (Bereich A2) Schrottkorbes bei 2-Korb-Chargen bestimmt. Die zeitliche Dauer dieser Bereich wird dabei von 30 bis 240 Sekunden variiert.

Der zweite Abschnitt des Prozesses beginnt mit dem Start der DRI-Förderung, der im Folgenden als DRI-Start bezeichnet wird, und endet mit dem erhöhen der DRI-Förderrate auf Werte über 1 t/min (Bereich B). Die Dauer dieser Phase beträgt üblicherweise 300 Sekunden. Der dritte Abschnitt (Bereich C) beginnt mit dem Ende von Bereich B und endet nach einer Dauer von 300 Sekunden. Dieser Abschnitt wird durch eine hohe DRI-Förderrate bei einer weitgehend konstanten Wirkleistung charakterisiert.

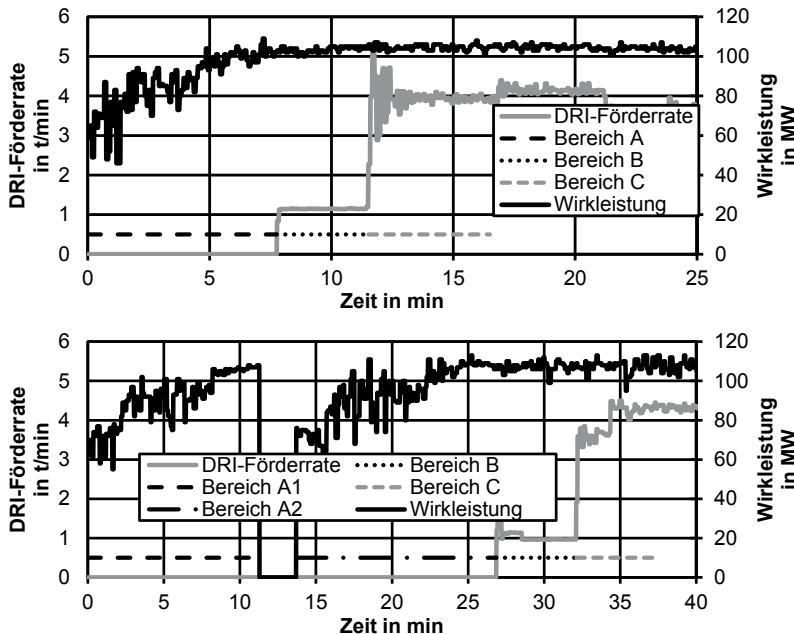


Bild 4.26: Definition der charakteristischen Abschnitte von 1-Korb-Chargen (oben) und 2-Korb-Chargen (unten) in die Bereiche A (Schrottschmelzen), B (DRI-Start) und C (Phase mit hoher DRI-Förderrate)

In dieser Versuchsreihe werden insgesamt 198 1-Korb-Chargen und 65 2-Korb-Chargen untersucht. Für jede Charge werden separat für jeden der definierten Prozessabschnitte (Bereiche A, A1, A2, B, C) die Mittelwerte für alle Prozessgrößen berechnet. In den Zellen von **Tabelle 4.9** und **Tabelle 4.10** sind die Bestimmtheitsmaße zwischen den beiden Prozessgrößen aufgetragen, die in der jeweiligen Zeilen- und Spaltenüberschrift aufgeführt sind. Für diese Berechnung wurde die Dauer der Bereiche A, A1 und A2 auf 30 Sekunden festgelegt.

Im zeitlichen Verlauf einer Charge können sich die Wärmeverluste stark in Abhängigkeit der Prozessbedingungen verändern. Um dieses Verhalten zu analysieren, wurden nicht nur die Mittelwerte der Wärmeverluste in den entsprechenden Prozessabschnitten, sondern auch die Veränderung dieser Größen betrachtet. Dies ist durch eine DT1-Filterung nach

$$P_{\text{vw,DT1}}(t) = \frac{1}{1 + \frac{T_{\text{vw}}}{\Delta t}} \cdot \left(K_{\text{vw}} \cdot \frac{P_{\text{vw}}(t) - P_{\text{vw}}(t - \Delta t)}{\Delta t} + \frac{T_{\text{vw}}}{\Delta t} P_{\text{vw,DT1}}(t - \Delta t) \right) \quad (4.36)$$

möglich, welche eine Tiefpassfilterung der Ableitung darstellt, hier der gemessenen Wärmeverluste an der Wand und dem Deckel des Ofengefäßes. Plausible Zeitverläufe können für die Zeitkonstante der Wärmeverluste an der Wand

$$T_{vw} = 30 \text{ s} \quad (4.37)$$

mit $K_{vw} = 1$ und nach

$$P_{vd,dt1}(t) = \frac{1}{1 + \frac{T_{vd}}{\Delta t}} \cdot \left(K_{vd} \cdot \frac{P_{vd}(t) - P_{vd}(t - \Delta t)}{\Delta t} + \frac{T_{vd}}{\Delta t} P_{vd,dt1}(t - \Delta t) \right) \quad (4.38)$$

mit $K_{vd} = 1$ und

$$T_{vd} = 60 \text{ s} \quad (4.39)$$

für die Zeitkonstante am Deckel des Ofengefäßes festgestellt werden.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe sind für 1-Korb-Chargen in Tabelle 4.9 dargestellt. Zunächst sollen die Prozessgrößen betrachtet werden, die einen unmittelbaren Einfluss auf die Produktionskenngrößen haben, sprich die Produktivität und der spezifische elektrische Energiebedarf einer Charge. Bezüglich des spezifischen elektrischen Energiebedarfs bis zum Abstich haben das Symmetriemaß des Stromes und die Stromkenngröße $K_{13,9}$ im Prozessabschnitt C die stärkste Korrelation. Die gleichen Prozessgrößen haben auch eine starke Korrelation mit der Produktivität des Prozesses. Zusätzlich ist ein etwas schwächer ausgeprägter Zusammenhang mit der Stromkenngröße $K_{15,7}$ im Prozessabschnitt C bemerkbar.

Die Ursache hierfür ist, dass ein elektrisch unruhiger Schmelzprozess auch aus einem ungewöhnlich lang andauernden Schmelzprozess des Schrottes (z. B. durch Schrott mit hoher Dichte) hervorgeht. Wegen der damit verbundenen schlechteren Eigenschaft der Schlacke, kann der gesamte Prozess dadurch eine geringere Produktivität oder einen höheren spezifischen elektrischen Energiebedarf aufweisen.

Betrachtet man im Weiteren den Zusammenhang zwischen den Stromkenngroßen und der Schallemission des Lichtbogens bzw. der Schalldämpfung/-druckdifferenz, so sind starke Verknüpfungen erkennbar.

Die Stromkenngröße $K_{15,7}$ (beinhaltet die symmetrische Komponente des Stromes) korreliert jeweils im gleichen Bereich leicht mit der Schalldruckdifferenz. Im Besonderen ist dies der Fall, wenn mit der Förderung von Eisenschwamm in den Prozessabschnitten B und C begonnen wurde. Dabei hat der Wert dieser Stromkenngröße im Bereich B auch eine Korrelation mit der Schalldämpfung im Bereich C. Dies deutet darauf hin, dass bei sehr symmetrisch brennenden Lichtbögen eine hohe Wahrscheinlichkeit für ein zukünftig gutes Aufschäumen der Schlacke vorliegt.

Im Gegensatz hierzu weist die Stromkenngroße $K_{13,9}$ der unsymmetrischen Stromanteile die stärkste Übereinstimmung mit der Schalldämpfung in den frühen Prozessabschnitten A und B auf. Darüber hinaus hat diese Stromkenngroße im Bereich A auch eine starke Korrelation mit der Schalldämpfung im zeitlich nächsten Bereich B.

Im direkten Vergleich mit Stromkenngroße $K_{15,7}$ hat also der unsymmetrische Anteil der Ströme mit der Stromkenngroße $K_{13,9}$ eine große Bedeutung für die Bohrphase und das Schrottschmelzen, wohingegen die symmetrischen Stromanteile (Stromkenngroße $K_{15,7}$) besonders repräsentativ für die Entfaltung der Schlacke in der Flachbadphase sind.

Diese Aussagen werden durch die Zusammenhänge zwischen Schalldruckdifferenz und den Wärmeverlusten über die Wand des Ofengefäßes bestätigt. So hat die Schalldämpfung in den Prozessabschnitten A und B wesentliche Auswirkungen auf die Wärmeverluste der Wand im Abschnitt B. Dies ist auf den bereits vorgestellten Zusammenhang zwischen der Wärmeabstrahlung an das Ofengefäß und der Abdeckung der Lichtbögen durch Schlacke zurückzuführen, welche proportional zur Schalldämpfung bzw. Schalldruckdifferenz ist.

Die Schalldämpfung bis zum Zeitpunkt des Einbringens von Eisenschwamm korreliert mit dem weiteren zeitlichen Verlauf der Wärmeverluste in der Flachbadphase. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei einem niedrigen Wert der Wärmeverluste während des Schrottschmelzens generell ein Anstieg dieses Wertes zu erwarten ist. Allgemein ist zu beachten, dass die Wärmeverluste sehr träge reagieren und der Wert zum Teil von der Pausezeit zur vorangegangenen Charge sowie von möglicherweise vorhandenen Unterbrechungen des Schmelzprozesses abhängen kann.

Die Masse des Schrottes, der mit dem Schrottcorb chargiert wurde, hat ebenfalls einen hohen Einfluss auf die Wärmeverluste an der Ofenwand. Dies lässt sich damit begründen, dass der feste Schrott auch nach der Bohrphase das Ofengefäß weitgehend von der thermischen Strahlung der Lichtbögen abschirmt. Daher ist das zugehörige Bestimmtheitsmaß in den Prozessabschnitten A und B deutlich höher als im Bereich C. Auch die Schalldruckdifferenz korreliert in den Abschnitten A und B schwach mit der Schrottmenge, was ggf. durch die Schrottdichte bedingt ist.

Die eingebrachte spezifische elektrische Energie zum Zeitpunkt des Eisenschwamm-Starts hat einen Einfluss auf den Anstieg der Wärmeverluste im Bereich C. Es ist jedoch keine unmittelbar mit dem Startzeitpunkt verbundene Veränderung der elektrischen und akustischen Prozessgrößen in den auf diesen Zeitpunkt folgenden Prozessabschnitten B und C zu erkennen. Am stärksten hängt der Startzeitpunkt der DRI-Förderung von der chargierten Schrottmenge ab, da der Startzeitpunkt mit zunehmender Schrottmasse tendenziell später beginnt.

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Versuchsreihe für 2-Korb-Chargen (siehe Tabelle 4.10) diskutiert. Vorab werden die unmittelbaren Einflüsse der Prozessgrößen auf die Produktivität und die spezifische elektrische Energie (zum Zeitpunkt des Abstichs) analysiert.

Tabelle 4.9: Bestimmtheitsmaße von Prozessgrößen in verschiedenen Prozessabschnitten (A, B, C) von 198 Ein-Korb-Chargen

Kenngröße		Spez. el. Energie		Produkt.	Schalldruckdifferenz			Schrottmasse			
		DRI Start	Abstich		Bereich			Korb 1	Korb 1+2	Korb 2	
					A	B	C				
Wärmeverluste	Wand	A	0,04	-	0,01	0,10	0,05	0,01	0,29	-	
		B	0,07	-	-	0,23	0,14	-	0,33	-	
		C	-	0,01	-	0,04	0,04	0,01	0,10	-	
	Deckel	A	0,05	0,05	-	0,01	-	-	0,01	-	
		B	0,03	0,04	-	0,03	-	-	0,02	-	
		C	0,09	0,02	0,02	-	-	0,02	-	-	
	Wand DT ₁ -Filter	A	0,04	-	-	0,13	0,16	0,12	0,05	-	
		B	-	-	0,02	0,02	0,04	0,08	0,05	-	
		C	0,14	0,06	0,02	0,31	0,24	0,01	0,23	-	
	Deckel DT ₁ -Filter	A	0,08	0,03	0,01	0,08	0,16	0,07	0,07	-	
		B	0,04	0,02	-	0,04	0,11	0,05	0,05	-	
		C	0,07	0,03	-	0,08	0,03	0,02	0,10	-	
Stromkenngröße	Symmetriemaß	A	0,02	-	-	0,06	0,02	-	0,03	-	
		B	0,02	0,01	0,01	0,02	0,01	0,01	0,03	-	
		C	-	0,24	0,16	0,01	0,05	0,02	-	-	
	K _{i5,7}	A	-	0,01	-	0,12	0,11	0,06	-	-	
		B	0,01	0,01	-	0,14	0,31	0,19	0,02	-	
		C	-	0,01	0,10	0,01	0,04	0,26	0,09	-	
	K _{i3,9}	A	0,03	0,01	-	0,22	0,19	0,06	0,04	-	
		B	0,04	-	0,01	0,13	0,20	0,06	0,05	-	
		C	-	0,15	0,17	-	-	0,03	0,03	-	
	K _{i3,9} DT ₁ -Filter	A	0,01	-	-	0,03	0,01	0,02	-	-	
		B	-	0,01	0,02	0,01	-	-	-	-	
		C	0,03	0,01	-	0,08	0,12	0,01	0,05	-	
Schalldruckdifferenz	A	0,06	-	-	1,00	0,49	0,09	0,10	-	-	
	B	0,06	-	-	0,49	1,00	0,27	0,11	-	-	
	C	-	-	0,03	0,09	0,27	1,00	0,01	-	-	
Schalldruckdifferenz DT ₁ -Filter	A	0,03	-	-	0,03	-	-	0,01	-	-	
	B	0,02	-	-	0,34	0,01	0,02	-	-	-	
	C	-	-	-	0,03	0,08	0,05	0,02	-	-	
Schrottmenge	Korb 1	0,12	0,01	0,02	0,11	0,11	0,01	1,00	-	-	

Bei 2-Korb-Chargen korreliert die spezifische elektrische Energie zum Abstich mit den Wärmeverlusten an Wand und Deckel des Ofengefäßes während der DRI-Förderung (Bereich B und C) ab. Dies resultiert aus der Schaumschlackenfahrweise während der Flachbadphase, in der das Ofengefäß durch die aufgeschäumte Schlacke besser vor der thermischen Strahlung der Lichtbögen geschützt ist. Die Wärmeverluste an der Wand hängen stark von der Masse des zweiten Schrottkorbes ab und die Wärmeverluste am Deckel von der Masse beider Schrottkorbe. Demnach besteht ein indirekter Zusammenhang mit der Schrottmasse.

Die Produktivität des Schmelzprozesses ist ebenfalls an die Wärmeverluste gekoppelt. Hierbei sind die Verluste über den Deckel des Ofengefäßes während des gesamten Schmelzprozesses und die thermischen Verluste über die Ofenwand im Prozessabschnitt der Flachbadphase signifikant.

Des Weiteren wird das Verhalten der Stromkenngroßen in den verschiedenen Prozessabschnitten, in Bezug auf die Schalldämpfung und die Schrottmasse, betrachtet. Beim Symmetriemaß der Ströme ist kein Zusammenhang erkennbar. Dagegen zeigt die symmetrische Stromkenngroße $K_{15,7}$ beim Schmelzen des zweiten Schrottkorbes (Prozessabschnitt A2) eine Korrelation mit der Schrottmenge des zweiten Korbes sowie mit der Schalldämpfung in diesem Abschnitt auf. Die Stromkenngroße $K_{13,9}$ der unsymmetrischen Stromkomponenten zeigt dieses Verhalten nur für die Schalldämpfung. Sie korreliert darüber hinausgehend über den gesamten Schmelzprozess mit der Schalldruckdifferenz bzw. -dämpfung.

Dies kann den Ursprung in der Reaktion dieser Prozessgrößen auf das Aufschäumen der Schlacke haben. So hüllt die aufgeschäumte Schlacke die Lichtbögen ein und die abgestrahlte akustische Energie wird teilweise durch die akustischen Eigenschaften der Schlacke gedämpft. In gleicher Weise werden die Lichtbögen durch die Schlackenfahrweise in ihrem Brennverhalten stabiler. Dies zeigt sich in der Stromkenngroße $K_{13,9}$ bzw. in der Abnahme des unsymmetrischen Anteils der Lichtbogenströme.

Betrachtet man den spezifischen elektrischen Energieeintrag zum Startzeitpunkt der DRI-Förderung, so zeigt sich, dass dieser einen Einfluss auf den Anstieg der Wärmeverluste der Wand in den folgenden Prozessabschnitten B und C hat. Die manuelle Entscheidung des Schmelzers mit der Eisenschwamm-Förderung zu beginnen ist anscheinend indirekt mit den Stromkenngroßen in der Schmelzphase des zweiten Korbes verbunden. Hier deuten sowohl das Symmetriemaß als auch die symmetrische und die unsymmetrische Stromkenngroße auf einen Zusammenhang hin.

Zusammenfassend können über die vorgestellten Kenngrößen $K_{15,7}$ und $K_{13,9}$ sowie die Schalldruckdifferenz Rückschlüsse auf den Zustand des Schmelzprozesses in verschiedenen Prozessabschnitten gezogen werden. Insbesondere bei 1-Korb-Chargen scheint die Symmetrie der Lichtbogenströme ein elementarer Indikator für einen energieeffizienten und produktiven Schmelzprozess zu sein.

Folglich sind für ein modellbasiertes Chargieren von DRI und Schrott neben der spezifischen elektrische Energie des Chargierzeitpunktes vor allem die Schrottmasse, die Stromkenngroße $K_{13,9}$ als Indikator für noch festen Schrott im Ofen sowie die aktuelle und vergangene Schalldruckdifferenz geeignet. Die Schalldämpfung korreliert mit den Wärmeverlusten und somit letztlich mit der Produktivität sowie dem spezifischen elektrischen Energiebedarf zum Abstich. Für eine DRI-Regelung in der Flachbadphase sind beide Stromkenngroßen geeignet, da diese das elektrische Brennverhalten der Lichtbögen kennzeichnen. Hier beschreibt die Schalldämpfung (Schalldruckdifferenz) zusätzlich die Abdeckung der Lichtbögen mit Schlacke.

Tabelle 4.10: Bestimmtheitsmaße von Prozessgrößen in verschiedenen Prozessabschnitten (A1, A2, B, C) von 198 Zwei-Korb-Chargen

Kenngröße		sp.el.Energ.		Produkt.	Schalldruckdifferenz				Schrottmasse			
		DRI Start	Abstich		Bereich				Korb			
					Bereich	A1	A2	B	C	1	1+2	2
Wärmeverluste	Wand	A1	0,23	0,07	0,03	-	0,09	-	0,03	0,05	0,27	0,29
		A2	-	-	0,01	0,01	0,07	0,05	-	0,02	0,19	0,22
		B	0,02	0,06	0,07	0,01	0,11	0,06	0,02	0,02	0,17	0,19
		C	0,03	0,18	0,23	0,01	0,06	0,03	0,01	0,03	0,23	0,25
	Deckel	A1	0,02	0,08	0,13	0,01	0,07	-	0,01	0,16	0,66	0,65
		A2	0,01	0,08	0,13	0,05	0,08	-	0,01	0,17	0,66	0,64
		B	-	0,11	0,16	0,04	0,08	-	-	0,17	0,62	0,60
		C	0,01	0,10	0,15	0,02	0,08	0,01	-	0,14	0,64	0,63
	Wand DT ₁ -Filter	A1	0,01	0,05	0,03	0,06	-	0,03	-	0,01	0,01	0,04
		A2	-	0,01	-	0,01	0,10	-	0,01	-	0,01	0,03
		B	0,22	0,16	0,05	0,02	0,01	-	0,02	-	0,04	0,05
		C	0,10	-	-	-	0,02	-	0,01	0,01	0,02	0,02
	Deckel DT ₁ -Filter	A1	-	0,06	0,06	0,11	0,01	-	0,01	0,05	0,06	0,04
		A2	0,02	-	-	0,01	0,06	0,01	0,02	-	0,01	0,01
		B	0,06	0,08	0,06	0,01	-	0,02	-	-	0,01	0,01
		C	0,02	-	0,01	0,02	0,01	-	0,03	-	0,12	0,16
Stromkenngröße	Symmetriemaß	A1	0,03	0,01	-	0,03	-	-	-	-	0,01	0,02
		A2	0,18	0,12	0,06	0,01	0,02	0,01	-	0,02	0,04	0,09
		B	0,08	0,02	0,02	-	0,01	0,01	0,01	-	0,01	0,03
		C	0,02	-	-	0,02	0,07	-	0,01	-	-	0,01
	K _{15,7}	A1	0,01	-	0,01	0,05	0,03	0,01	-	-	-	0,01
		A2	0,20	0,02	0,04	0,04	0,20	0,14	0,04	-	0,08	0,10
		B	0,10	0,05	0,12	-	0,03	0,09	0,05	0,11	0,06	0,02
		C	0,03	0,02	-	-	0,02	-	0,01	0,18	0,09	0,03
	K _{13,9}	A1	-	0,01	-	0,35	-	-	0,02	0,05	0,02	-
		A2	0,13	-	-	0,03	0,17	0,12	0,01	-	0,04	0,05
		B	0,09	0,04	0,05	0,05	0,03	0,14	0,04	0,03	0,04	0,02
		C	0,03	-	0,01	-	0,02	0,18	0,17	-	0,14	0,18
	K _{13,9} DT ₁ -Filter	A1	-	-	-	0,06	-	0,01	0,04	0,06	0,04	0,02
		A2	0,03	-	-	-	-	0,02	-	0,03	0,02	0,01
		B	0,05	0,01	0,01	-	0,15	0,01	-	0,02	0,18	0,21
		C	0,08	0,02	0,02	0,03	-	0,04	0,08	-	0,05	0,07
	Schalldruckdifferenz	A1	0,01	-	-	1,00	-	-	-	0,01	0,01	0,03
		A2	0,08	0,03	-	-	1,00	0,18	0,05	0,03	0,08	0,07
		B	-	-	-	-	0,18	1,00	0,07	-	-	0,01
		C	0,01	0,09	0,03	-	0,05	0,07	1,00	0,03	0,02	0,01
	Schalldruckdifferenz DT ₁ -Filter	A1	0,03	0,01	0,05	0,40	0,03	0,01	-	0,03	0,20	0,22
		A2	0,02	-	0,01	-	0,02	-	-	0,03	0,10	0,09
		B	0,05	-	-	-	0,16	0,21	-	-	0,04	0,05
		C	-	0,01	-	-	0,01	0,38	0,01	-	0,01	-
	Schrottmenge	Korb 1	-	0,02	0,02	0,01	0,03	-	0,03	1,00	0,39	0,09
		Korb 1+2	0,06	0,04	0,07	0,01	0,08	-	0,02	0,39	1,00	0,87
		Korb 2	0,09	0,04	0,06	0,03	0,07	0,01	0,01	0,09	0,87	1,00

5 Regelung der Eisenschwammförderung

5.1 Zielsetzung

Der Startzeitpunkt für das Chargieren von Stahlschrott und die kontinuierliche Zufuhr von Eisenschwamm haben einen erheblichen Einfluss auf den Energiebedarf und die Produktivität bei der Stahlherstellung im Lichtbogenofen. Dabei sollte der Beginn der kontinuierlichen Förderung von Eisenschwamm so früh erfolgen, wie dies energieeffizient möglich ist, um einen optimalen Schmelzprozess zu erreichen.

Anschließend wird bei der kontinuierlichen Förderung angestrebt, Prozessstörungen durch unangemessene Einstellung der Förderrate zu vermeiden, eine erfolgreiche Probenahme zu ermöglichen sowie eine gewünschte Temperatur gezielt anzufahren und zu halten. Zum Ende des Schmelzprozesses sollten Abstichtemperatur und -gewicht durch ein automatisiertes Warmfahren zuverlässig eingestellt werden können.

5.2 Eigenschaften des Systems zur Eisenschwammförderung

Die Güte der bestehenden Steuerung der Eisenschwamm-Förderung kann beurteilt werden, indem die Antwort des Systems auf Sprünge der Führungsgröße betrachtet wird. In **Bild 5.1** ist eine solche Systemantwort auf eine sprunghafte Änderung der DRI-Förderrate von 1,0 t/min auf 3,8 t/min für das betrachtete System einer DRI-Förderanlage dargestellt.

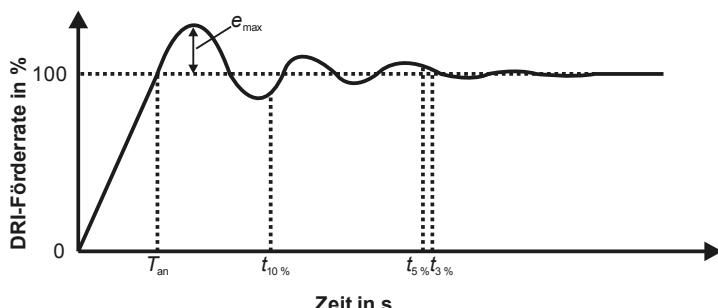


Bild 5.1: Generelle Systemantwort auf einen Sprung der Führungsgröße, hier DRI-Förderrate von 1,0 t/min auf 3,8 t/min nach [Unb 08]

Aus dieser Systemantwort lassen sich wesentliche Eigenschaften des betrachteten Systems bestimmen. Dieses besteht aus den Vorratssilos für den Eisenschwamm, der aus den Silos direkt auf eine Bandanlage gelangt. Die Förderbänder sind mit Wiegeeinheiten versehen und werden über Elektromotoren angetrieben.

Die Dämpfung des Systems wird durch die maximale Überschwingweite, hier

$$e_{\max} \approx 25\% \quad (5.1)$$

nach dem erstmaligen Erreichen des Sollwertes nach 20 s bestimmt. Die Dynamik und die Schnelligkeit eines Systems werden durch die Ausregelzeiten

$$t_{10\%} = 32,6 \text{ s}, \quad t_{5\%} = 58,4 \text{ s}, \quad t_{3\%} = 60,0 \text{ s} \quad (5.2)$$

und die Anstiegszeit

$$T_{\text{an}} = 13,4 \text{ s} \quad (5.3)$$

charakterisiert. Die Anstiegszeit wird dabei über die Schnittpunkte der Tangente im Wendepunkt der Kurve mit den Werten bei 0 und 100 % des Sollwertes definiert. Bei dem betrachteten System stimmt dieser Wert näherungsweise mit der Anregelzeit überein, welche durch die Dauer zwischen dem Start des Einschwingvorganges bei 1 t/min bis zum erstmaligen Erreichen des Sollwertes von 3,8 t/min vorgegeben ist.

Der Zeitpunkt, an welchem die Abweichung vom Sollwert letztmalig über einem zuvor definierten Betrag liegt (z. B. 10 %, 5 % oder 3 %), wird als Ausregelzeit bezeichnet. [Unb 08]

Beim betrachteten System liegt sehr geringe Dämpfung vor, was sich an der hohen maximalen Überschwingweite zeigt. In der Praxis wird das System nur am Start und Ende der DRI-Förderung sowie zur Probenahme mit größeren Sprüngen der Führungsgröße angeregt. Hierfür sind die beobachtete Anstiegszeit T_{an} und die Ausregelzeit $t_{10\%}$ akzeptabel. Die Hauptphase der DRI-Förderung wird mit $3,8 \pm 0,6$ t/min nur durch sehr geringe und langsame Veränderungen der Führungsgröße bestimmt.

5.3 Modell zur Optimierung des Startzeitpunktes der Eisenschwammförderung

Generell beginnt eine Charge entweder mit dem Chargieren des ersten Schrottkorbes oder direkt mit dem Chargieren von Eisenschwamm. Für die Optimierung der Startzeitpunkte der Eisenschwammförderung müssen zwei Fälle betrachtet werden. Zum einen das Starten des Eisenschwamms nach dem Chargieren eines ersten Schrottkorbes bei 1-Korb-Chargen und zum anderen der Startzeitpunkt der Eisenschwammförderung im Anschluss an das Chargieren eines zweiten Schrottkorbes. Nach dem Chargieren von Schrott in das Ofengefäß und dem Bohren der Lichtbögen in das Schrotthaufwerk verhindert dieses zunächst, dass das Ofengefäß der von den Lichtbögen ausgehenden Wärmestrahlung stark ausgesetzt ist. Mit dem fortlaufenden

Schmelzen des Schrottes und dem daraus resultierenden geringeren Schutz der Ofenwände vor Wärmestrahlung steigt die thermische Belastung des Ofengefäßes an, insbesondere im Bereich des Ofendeckels (siehe **Bild 5.2**). Um die Dauer der Phasen einer hohen thermischen Belastung möglichst gering zu halten, sollte sowohl der zweite Schrottcorb als auch Eisenschwamm so früh wie möglich chargiert werden. Ein zweiter Schrottcorb bewirkt durch das hinzukommende, noch feste Material wieder eine Abschirmung des Ofengefäßes vor thermischer Strahlung. Auch das Chargieren von Eisenschwamm führt über die Erzeugung von Schaumschlacke zu einer Einhüllung der Lichtbögen, die ebenfalls die das Ofengefäß erreichende thermische Strahlung mindert.

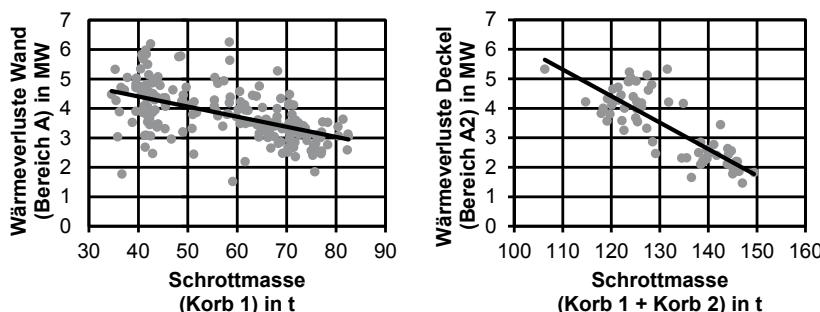


Bild 5.2: Wärmeverluste in Abhängigkeit von der Schrottmasse bei 1-Korb-Chargen (links) mit $R^2 = 0,29$ und 2-Korb-Chargen (rechts) mit $R^2 = 0,66$

Des Weiteren gilt, dass die Wärmeverluste über die Wand- und Deckelelemente des Ofengefäßes geringer sind, je größer die Menge an chargiertem Schrott ist. Um eine hohe Energieeffizienz zu erzielen, sollte also generell eine möglichst große Masse an Schrott chargiert werden. Dies ergibt sich daraus, dass der Stahlschrott das Gefäß während des Schrottschmelzens vor der thermischen Strahlung der Lichtbögen abschirmt.

Herausforderung hierbei ist, dass das freie Raumvolumen im Ofengefäß ausreichen muss, um das komplette Schrottvolumen des zu chargierenden Schrottkorbes aufzunehmen. Wird zu viel Schrott chargiert, so steht dieser über das obere Ende des Ofengefäßes hinaus. In einem solchen Fall wird der chargierte Schrott von oben mit dem Gewicht des leeren Schrottkorbes belastet, um den Schrott in den Ofen zu drängen. Dieser Vorgang wird als „Planieren“ bezeichnet und seine Dauer wird als Prozessstörzeit protokolliert.

Bisher erfolgt der Start der DRI-Förderung über die Vorgabe eines Schwellwertes der eingebrachten spezifischen elektrischen Energie, der durch den Schmelzer vorgegeben wird. Dieser legt diesen Wert üblicherweise vor einer Charge, basierend auf seiner

persönlichen Erfahrung, fest. Hierbei achtet der Schmelzer vor allem auf die Schrottmenge und -qualität der zu chargierenden Schrottörbe. Die bestehende Möglichkeit, den Wert im Verlauf einer Charge anzupassen, wird selten genutzt. Somit besteht das Potenzial in der dynamischen Anpassung des Chargierzeitpunktes an den aktuellen Prozessfortschritt eine Optimierung des Prozesses herbeizuführen.

5.3.1 Ansatz

Um optimale Chargierzeitpunkte zu bestimmen, wird zunächst die manuelle Fahrweise der Schmelzer näher analysiert. Die Chargen werden hierfür nach Chargentyp (1-Korb, 2-Korb) sortiert und ihr Verhalten bezüglich verschiedener relevanter Prozessgrößen (Wärmeeverluste, zugeführte Energie, Schrottmenge, Eisenschwammmenge etc.) hinsichtlich der Chargierzeitpunkte untersucht. Abschließend erfolgt eine objektive Bewertung hinsichtlich der Energieeffizienz des Prozesses anhand der Produktionskenngrößen (spezifische Energie und Produktivität).

Zunächst wird der Startzeitpunkt für das Chargieren von Eisenschwamm bei 1-Korb-Chargen betrachtet. Dieser wird über die aktuelle spezifische elektrische Energie vorgegeben und weist eine Abhängigkeit von der Schrottmasse im ersten Korb auf (siehe **Bild 5.3**). Je größer die zuvor chargierte Schrottmasse ist, desto mehr Energie wird je Tonne Schrott benötigt, um den zum Start der DRI-Förderung notwendigen Einschmelzgrad zu erreichen. Durch eine entsprechende Prozesssteuerung gewährleistet der Schmelzer, dass die Probenahme erfolgreich und frühestmöglich durchgeführt werden kann.

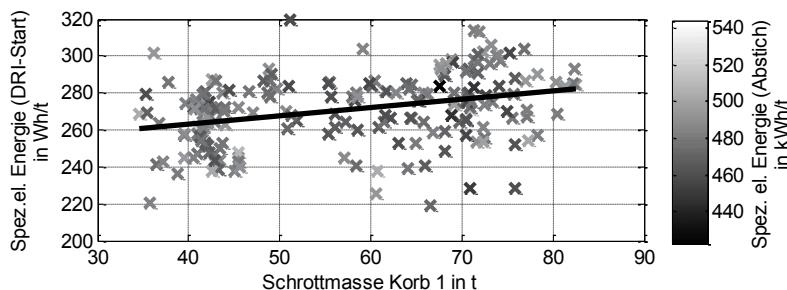


Bild 5.3: Spezifische elektrische Energie zum Start der Eisenschwammförderung in Abhängigkeit von der Schrottmenge mit $R^2 = 0,1$

Zusätzlich wird in der Regel bereits vor dem Beginn des Chargierens von Eisenschwamm ein Aufschäumen der Schlacke durch die Zufuhr von Sauerstoff herbeige-

führt. Dies müsste theoretisch zum einen in einer Dämpfung des emittierten Schalldruckes durch die Schmelze mit fortschreitendem Schmelzprozess und zum anderen in einem elektrisch stabileren Brennverhalten der Lichtbögen resultieren.

Für 1-Korb-Chargen ergibt sich ein statistischer Richtwert für den DRI-Start von

$$e_{RW, EK, DRI} = 240,0 \frac{kWh}{t} + 0,597 \frac{kWh}{t^2} \cdot m_{Korb1} \quad (5.4)$$

in Abhängigkeit von der chargierten Schottmenge.

Diese Annahmen werden für einen modellbasierten Start für das Chargieren von DRI aufgegriffen. Hierzu wird ein Schwellwert der spezifischen elektrischen Energie definiert, bestehend aus einem statischen Anteil (Richtwert) und einem dynamischen Anteil. Der aktuelle Prozesszustand der Charge wird im dynamischen Anteil über die Schalldruckdifferenz und das elektrische Brennverhalten der Lichtbögen berücksichtigt. Hierfür werden die Ergebnisse aus Kapitel 4 zur Schallemission und den elektrischen Signalen der Lichtbögen aufgegriffen. Allgemein lässt sich der statische Anteil gemeinsam für 1- und 2-Korb-Chargen in Abhängigkeit von den chargierten Schrottmengen über

$$e_{RW} = e_0 + e_{1,2} \cdot (m_{Korb1} + m_{Korb2}) + e_2 \cdot m_{Korb2} \quad (5.5)$$

unter Beachtung der Modellparameter e_0 , $e_{1,2}$ und e_2 definieren. Dieser Richtwert beschreibt den typischen Wert für den Start der Förderung von Eisenschwamm.

Tabelle 5.1: Übersicht der Parameter des Modells zur Optimierung der Startzeitpunkte der Eisenschwammförderung

Chargentyp	Chargierart	e_0 in kWh/t	e_2 in kWh/t ²	$e_{1,2}$ in kWh/t ²	Δe in kWh/t	x_1	K_{low}	K_{up}	p_{low} in dB	p_{up} in dB
1-Korb	DRI	240,0	0	0,597	40	0,5	0,30	0,8	3,0	9,0
2-Korb	2.Korb	173,2	0,383	0,247	20	0,2	0,02	0,1	0,5	3,5
	DRI	155,8	0,922	0,618	40	0,5	0,40	0,8	3,0	7,0

Der Richtwert wird über einen dynamischen Anteil

$$e_{DYN} = \Delta e \cdot (1 - 2(x_1 \cdot f(K_{13,9})) + (1 - x_1) \cdot f(p_{diff})) \quad (5.6)$$

in Abhängigkeit vom aktuellen Prozesszustand variiert. Der Betrag von e_{DYN} erreicht minimal den Wert $-\Delta e$ und maximal den Wert Δe . Er wird durch die normierte momentane Schalldruckdifferenz $f(p_{diff})$ und die normierte Stromkenngröße $f(K_{13,9})$ definiert,

deren anteilige Gewichtung über den Parameter x_i eingestellt wird. Beide Größen werden hierbei durch die Funktionen

$$f(K_{13,9}) = \begin{cases} 0 & \text{für } K_{13,9} \leq K_{\text{low}} \\ \frac{1}{K_{\text{up}} - K_{\text{low}}} \cdot (K_{13,9} - K_{\text{low}}) & \text{sonst} \\ 1 & \text{für } K_{13,9} \geq K_{\text{up}} \end{cases} \quad (5.7)$$

und

$$f(p_{\text{diff}}) = \begin{cases} 0 & \text{für } p_{\text{diff}} \leq p_{\text{low}} \\ \frac{1}{p_{\text{up}} - p_{\text{low}}} \cdot (p_{\text{diff}} - p_{\text{low}}) & \text{sonst} \\ 1 & \text{für } p_{\text{diff}} \geq p_{\text{up}} \end{cases} \quad (5.8)$$

auf einen Wertebereich von 0 und 1 normiert. Die Indizes stehen für den jeweiligen unteren („low“) und oberen („up“) Grenzwert der beiden Funktionen. Die Grenzwerte der Funktionen werden durch eine statistische Auswertung der manuellen Chargierweise der Schmelzer festgelegt und sind in **Tabelle 5.1** zusammengefasst.

Das Überschreiten des Schwellwertes der spezifischen elektrischen Energie

$$e_{\text{SW}} = e_{\text{RW}} + e_{\text{DYN}} \quad (5.9)$$

markiert somit den modellbasiert ermittelten Zeitpunkt für den Start des Chargierens von Eisenschwamm bzw. des zweiten Korbes. Zur Verdeutlichung der Funktionsweise des Chargiermodells ist das grundlegende Prinzip in **Bild 5.4** dargestellt.

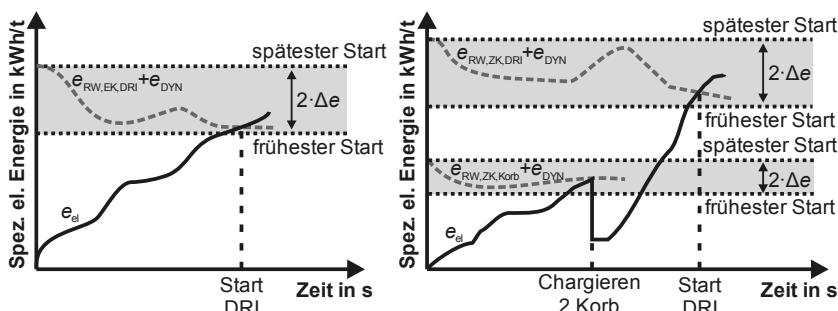


Bild 5.4: Prinzip des Modells zur Vorgabe der Chargierzeitpunkte (DRI und ggf. 2. Korb) für 1-Korb-Chargen (links) und 2-Korb-Chargen (rechts)

Ausgehend vom statischen Wert (Richtwert), werden der früheste und der späteste mögliche Chargierzeitpunkt durch den maximalen Betrag des dynamischen Anteils bestimmt.

In gleicher Form können die Zeitpunkte für das Chargieren des zweiten Korbes und der Start der DRI-Förderung für 2-Korb-Chargen bestimmt werden. Die Parameter des Chargiermodells zur Berechnung der entsprechenden Signale für das Chargieren des zweiten Korbes und von Eisenschwamm sind in Tabelle 5.1 aufgeführt.

5.3.2 Optimierung und Potentialabschätzung

In **Bild 5.5** wird der vom Schmelzer manuell gewählte DRI-Startzeitpunkt mit dem Startzeitpunkt des Modells verglichen. Mit einem stark vom Zeitpunkt des Modells abweichenden DRI-Start des Schmelzers steigt der spezifische elektrische Energiebedarf der Charge im Mittel an. Die Erwartung, besonders energieeffiziente Chargen zu produzieren, steigt, je näher der tatsächliche DRI-Start des Schmelzers am DRI-Start des Modells liegt.

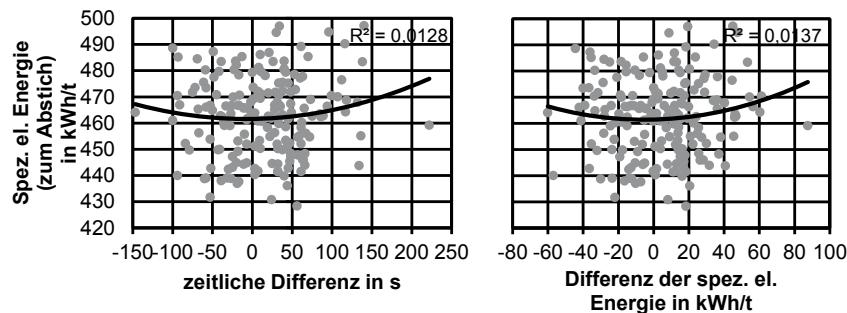


Bild 5.5: Spezifische elektrische Energie zum Abstich (1-Korb-Chargen) über der zeitlichen Differenz (links) und der Differenz der spez. el. Energie (rechts) der Chargierzeitpunkte von Chargiermodell und Schmelzer

Wird für die untersuchten Chargen der vorgegebenen Schwellwert der spezifischen Energie zum Chargieren betrachtet, so wird der Einfluss des aus Schalldruckdifferenz und Stromkenngroße kombinierten dynamischen Anteils deutlich (siehe **Bild 5.6**). Ein sehr niedriger Wert von annähernd -1 entspricht einem Prozess, bei dem sich überdurchschnittlich früh ein hoher Schlackepegel auf dem bereits flüssigen Stahl einstellt, der zu einer Verringerung der Schallemission und zu einer Stabilisierung der Lichtbögen führt. In diesem Fall ergeben sich eine hohe Schalldruckdifferenz und eine hohe Stromkenngroße, so dass das Chargiermodell im Vergleich zum Schmelzer einen früheren Chargierzeitpunkt bestimmt. Die zweite Grenze wird durch einen Wert von 1

repräsentiert. In diesem Fall weist der dynamische Anteil des Modells auf elektrisch weitgehend instabile Lichtbögen hin, was mit einer hohen Schallemission verbunden ist. In diesen Fällen würde das Chargieren anhand des Chargiermodells später erfolgen als typischerweise vom Schmelzer vorgegeben.

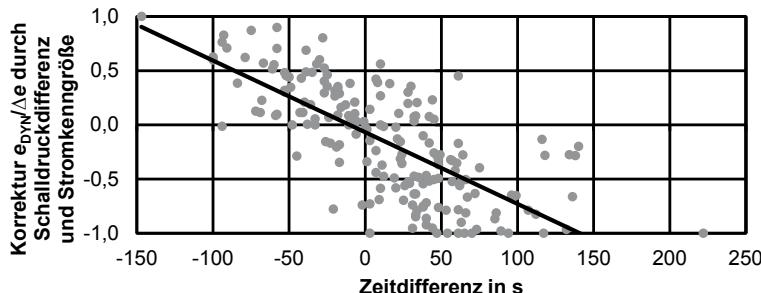


Bild 5.6: Korrektursignal durch die Schall- und Stromgrößen zum Chargierzeitpunkt über der zeitlichen Differenz zwischen den Chargierzeitpunkten von Modell und Schmelzer (1-Korb-Chargen) mit $R^2 = 0,52$

Die weiterführende Optimierung der Parameter wird aufgrund der hohen Anzahl an Parametern mit dem zufallsgesteuertem Simulated-Annealing-Verfahren durchgeführt. Ausgehend von den statistisch ermittelten Parametern werden Ergebnisse im Bereich der Ausgangsparameter, ohne nennenswerte Verbesserung, sowie z. T. auch technisch nicht plausible Ergebnisse erzielt (siehe Tabelle 7.1 bis Tabelle 7.3). Aus diesem Grund werden die Ausgangsparameter für die technische Realisierung ausgewählt.

Ein Ansatz zur rechnerischen Abschätzung des Potentials zur Reduzierung des elektrischen Energiebedarfs durch das Chargiermodell ist für 1-Korb-Chargen in **Bild 5.7** dargestellt. Die Chargen werden in die Kategorien "DRI-Start zu früh (Schmelzer)", "DRI-Start nach Modell" und "DRI-Start zu spät (Schmelzer)" eingeteilt, indem der tatsächliche Beginn der DRI-Förderung (DRI-Start) des Schmelzers mit dem vom Modell vorgeschlagenen DRI-Start verglichen wird. Dabei wird für diese Auswertung der Beginn der Eisenschwamm-Förderung als Chargieren "nach Modell" gewertet, wenn der tatsächliche durch den Schmelzer gewählte Startzeitpunkt innerhalb einer dem Abszissenwert in Bild 5.7 entsprechenden Zeitspanne vor bzw. nach dem durch das Chargiermodell vorgegebenen Zeitpunkt liegt.

Beträgt der Wert auf der Abszisse 20 s, so wird eine Charge, in der die DRI-Förderung maximal 20 s vor oder nach der Vorgabe des Chargiermodells durch den Schmelzer gestartet wird, als Charge der Kategorie „DRI-Start nach Modell“ gewertet und die übrigen Chargen entsprechend den Kategorien „DRI-Start zu spät“ oder „DRI-Start zu früh“ zugeordnet.

Diese Auswertung zeigt, dass die Chargen, bei denen die Zeitdifferenz zwischen Vorgabe durch das Chargiermodell und dem Zeitpunkt des tatsächlichen Beginns der Eisenschwamm-Förderung durch den Schmelzer maximal 20 s beträgt, einen um 2 bis 4 kWh/t geringeren elektrischen Energiebedarf aufweisen als die Chargen, in denen eine größere Zeitdifferenz auftritt. Ähnliche Zusammenhänge zeigen sich für beinahe alle anderen zur Kategorisierung gewählten Zeitfenster, wobei unterschiedlichen Abweichungen des elektrischen Energiebedarfs zu beobachten sind. Insgesamt scheint vor allem ein im Vergleich zur Modellvorgabe später sowie in den meisten Fällen auch ein sehr früher Start der DRI-Förderung zu einem energetisch ineffizienten Herstellungsprozess zu führen.

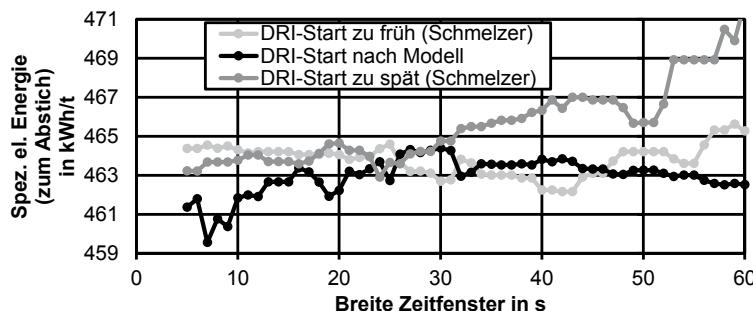


Bild 5.7: Abschätzung des Potentials zur Reduzierung des elektrischen Energiebedarfs durch das Chargiermodell für 1-Korb-Chargen

5.3.3 Betriebsergebnisse

Das Modell zur Vorgabe des Chargierzeitpunktes des zweiten Schrottkorbes und des Beginns der Eisenschwammförderung bei 1-Korb-Chargen und 2-Korb-Chargen, das im vorherigen Teilkapitel vorgestellt wurde, befand sich bei ArcelorMittal Hamburg zunächst in einer ersten Testphase und wurde daraufhin in den regulären Dauerbetrieb übernommen.

Die erste Testphase besteht aus 80 Chargen, die im Zeitraum Juni 2014 begleitet wurden und in **Tabelle 5.2** als Referenzchargen (nach Schmelzer) und Versuchschargen (nach Modell) bezeichnet sind. Die Angabe „1-Korb-Chargen (allgemein)“ in dieser Tabelle bezieht sich auf Chargen, die unmittelbar vor der Versuchsreihe hergestellt wurden. Bei 1-Korb-Chargen konnte bei einer annähernd gleichbleibenden Produktivität eine deutliche Reduzierung des spezifischen elektrischen Energiebedarfs erreicht werden. Aufgrund der zunächst geringen Anzahl an Chargen in dieser Versuchsreihe kann dies allerdings nur als Tendenz angesehen werden.

Tabelle 5.2: Ergebnisse der ersten Versuchsreihe zur Optimierung des Startzeitpunktes der Eisenschwammförderung bei 1-Korb-Chargen

	Anzahl	Produktivität	spez. el. Energie
1-Korb-Chargen (allgemein)	264	3,67 t/min	463,2 kWh/t
Referenzchargen nach Schmelzer	65	3,57 t/min	463,4 kWh/t
Versuchschargen nach Modell	15	3,63 t/min	446,6 kWh/t

Aufgrund der positiven Ergebnisse der ersten Versuchsreihe wurde das Chargiermodell als Standard in den Regelbetrieb übernommen (siehe **Tabelle 5.3**). Im Zeitraum vom 03.11.2014 bis 21.08.2015 erfolgte der DRI-Start bei 84 % aller 1-Korb-Chargen nach Modell und führte bei diesen Chargen zu einer Reduktion der benötigten spezifischen elektrischen Energie um 3,28 kWh/t. Wegen der 16 % an manuell durchgeführten DRI-Starts verbleibt somit für 1-Korb-Chargen ein theoretisch noch darüber hinaus mögliches Einsparpotential von 0,52 kWh/t für 1-Korb-Chargen.

Tabelle 5.3: Produktionsergebnisse und Nutzung des Chargiermodells für 1-Korb-Chargen (03.11.2014 bis 21.08.2015) und 2-Korb-Chargen (25.02.2015 bis 21.08.2015)

Chargen-Typ	Chargiertyp		Anzahl	Anteil je Chargentyp	Produktivität	spez. el. Energie
	ZK	DRI				
1-Korb	-	Sch.	248	16 %	3,45 t/min	489,4 kWh/t
	-	Mod.	1320	84 %	3,56 t/min	486,2 kWh/t
2-Korb	Sch.	Sch.	341	41 %	3,65 t/min	442,7 kWh/t
	Sch.	Mod.	118	14 %	3,66 t/min	445,8 kWh/t
	Mod.	Sch.	182	22 %	3,66 t/min	442,2 kWh/t
	Mod.	Mod.	189	23 %	3,67 t/min	440,6 kWh/t

Der Analyse der Produktionskenngrößen sowie der Potentialabschätzung bei 2-Korb-Chargen liegt der Zeitraum vom 25.02.2015 bis zum 21.08.2015 zu Grunde. In diesem Zeitraum wurde der zweite Schrottkorb bei 45 % aller 2-Korb-Chargen nach Modell gesetzt und bei 23 % der 2-Korb-Chargen erfolgte sowohl das Chargieren des zweiten Schrottkorbes als auch der DRI-Start nach dem Chargiermodell. Chargen, deren zweiter Korb nach Modell chargiert wurde, weisen einen um 2,94 kWh/t geringeren spezifischen elektrischen Energiebedarf auf als Chargen, deren zweiter Korb vom Schmelzer gesetzt wurde.

Berücksichtigt man den Grad der Nutzung des Modells für das Chargieren des zweiten Korbes, so ergibt dies eine bereits realisierte Einsparung von 1,32 kWh/t für alle

Chargen und ein weiteres Potential von 1,62 kWh/t. Vergleicht man hingegen den komplett manuellen Chargiertyp bei 2-Korb-Chargen mit dem vollständig automatisierten Chargiertyp, so ergibt sich eine Einsparung von 0,78 kWh/t im Mittel über alle Chargen und ein weiteres Potential von 1,39 kWh/t. Eine Gegenüberstellung der vollständig automatisierten Chargen und der übrigen 2-Korb-Chargen führt zu einer realisierten Einsparung von 0,59 kWh/t bei einem weiteren Potential von 1,99 kWh/t.

Abschließend kann also festgehalten werden, dass die bisher erzielte Einsparung an spezifischer elektrischer Energie bei 0,59 bis 1,32 kWh/t für 2-Korb-Chargen und 3,28 kWh/t für 1-Korb-Chargen liegt. Das theoretische weitere Potential bei durchgängiger Nutzung des Modells beträgt 1,39 bis 1,99 kWh/t für 2-Korb-Chargen und 0,52 kWh/t für 1-Korb-Chargen.

Die zweite elementare Produktionskenngröße ist die Produktivität. Bei den 1-Korb-Chargen des Zeitraums vom 03.11.2014 bis 21.08.2015 beträgt die Produktivität 3,45 t/min für Chargen, deren DRI-Start manuell durch den Schmelzer erfolgte. Durch die Nutzung des Chargiermodells wurde dieser Wert bei 1-Korb-Chargen um 3,2% auf letztlich 3,56 t/min gesteigert. Demnach verlaufen die 1-Korb-Chargen, bei denen die DRI-Förderung nach Modell gestartet wird, nicht nur energieeffizienter, sondern es kann darüber hinaus so auch eine größere Masse an Stahl pro Zeit hergestellt werden.

Für 2-Korb-Chargen ist dagegen keine deutliche Erhöhung der Produktivität erkennbar. Ausgehend von 3,65 t/min bei Chargen mit manuellem Chargieren des zweiten Schrottkorbes und manuellem DRI-Start ist lediglich eine Steigerung um 0,6 % zu verzeichnen. Beim Chargieren des zweiten Schrottkorbes nach Modell und automatischem Beginn der Eisenschwamm-Förderung resultiert eine Produktivität von 3,67 t/min.

Bild 5.8 zeigt die Massen der chargierten Schrottsorten im o. g. Zeitraum als Mittelwerte. Sowohl bei den 1-Korb-Chargen als auch bei den 2-Korb-Chargen ist keine deutliche Abweichung der verwendeten Schrottsorten zwischen den manuell und nach Modellvorgabe behandelten Chargen zu sehen. Sowohl Schrottsorten mit hoher als auch mit geringer Schüttdichte werden bei den Chargen, in denen die Materialzugabe nach Modellvorgabe erfolgt, eingesetzt. Die beobachteten, mit der modellbasierten Verfahrensweise erzielten Verbesserungen hinsichtlich spezifischem Energiebedarf und Produktivität sind demnach nicht auf Unterschiede des Einsatzmaterials zurückzuführen.

Der Vollständigkeit halber sind auch die Störzeiten bezüglich der Dauer des Planierens zu betrachten. Über dem zu Grunde liegenden Testzeitraum kann keine erhöhte Anzahl oder Dauer der Störzeiten durch Planieren als Folge der Nutzung des Chargiermodells festgestellt werden.

Generell werden in Stahlwerken meist in Stichproben die Schrottsorten separat bezüglich ihrer Materialzusammensetzung und Schüttdichte analysiert. Durch eine fortlaufende und aufwändige statistische Analyse der chargierten Schrottsorten zusammen mit den Ergebnissen der Probenahmen ist es prinzipiell möglich, die Materialzusammensetzung auf Basis der chargierten Schrottsorten zu schätzen [San 05].

In [San 07] wird eine mittlere quadratische Abweichung von 0,13 % bei der Prognose des Kohlenstoffgehaltes (Mittelwert $0,23 \pm 0,16\%$) und 0,029 % bei der Prognose des Kupfergehaltes (Mittelwert $0,187 \pm 0,042\%$) erreicht. Eine Schätzung des spezifischen Energiebedarfs einer Charge (Mittelwert $479 \pm 12 \text{ kWh/t}$) wird mit einer Genauigkeit von 9 kWh/t erreicht. Ähnliches wurde zum Beispiel in [Sei 15] für einen Induktionsofen vorgestellt.

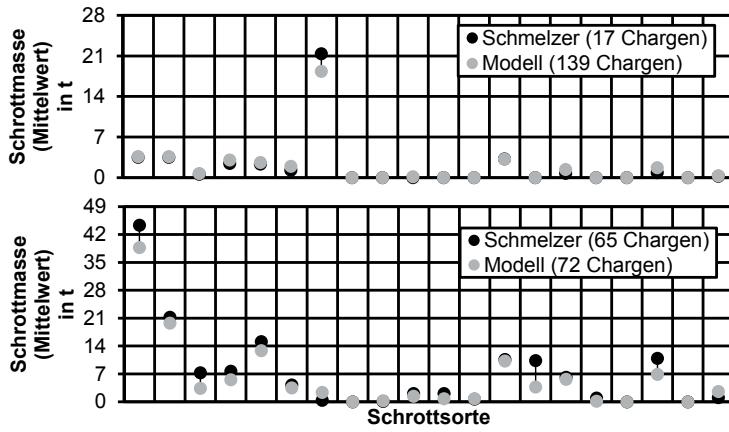


Bild 5.8: Je Schrottkorb und -sorte chargierte Masse an Schrott nach dem Chargiertyp (manuell durch Schmelzer oder automatisiert nach Modell) für 1-Korb-Chargen (oben) und 2-Korb-Chargen (unten)

Theoretisch kann die Schrottartenanalyse genutzt werden, um das Volumen des zu chargierenden Schrottes im Korb aus den anteiligen Mengen der Schrottarten mit Hilfe der zugehörigen Schüttdichten zu berechnen. Die Schüttdichte kann je nach Schrottorte zwischen $0,6 \text{ t/m}^3$ und 4 t/m^3 variieren [Sta 03]. Durch ein so berechnetes theoretisches Schrottvolume je Korb konnte jedoch keine Verbesserung des Chargiermodells erzielt werden. Selbst bei einzelnen repräsentativen Chargen konnte keine Abweichung der Chargierweise festgestellt werden. Ursache hierfür ist, dass das berechnete Schrottvolume und die Schrottmasse grundsätzlich sehr stark korrelieren.

Eine Verwendung solcher Schüttdichten bringt zudem zwei wesentliche Problematiken mit sich. Zum einen bewirkt die Verwendung von Schrottarten, welche eine sehr unterschiedliche Schüttdichte aufweisen, bereits im Schrottkorb ein Vermischen und ineinanderfließen der Schrottarten. Eine solche Durchmischung findet zusätzlich statt, wenn der Schrott aus dem Korb in das Ofengefäß fällt. Die theoretisch berechnete Schüttdichte kann dadurch von der sich real ergebenden Schüttdichte abweichen.

Zum anderen ist die Schüttdichte einer Schrottart mit großer Unsicherheit behaftet. Selbst innerhalb eines Lagerplatzes kann der Wert der Schüttdichte stark variieren.

Darüber hinaus erfolgt die Prüfung der Schüttdichte nur stichprobenartig. Dementsprechend ist die Modellbildung auf Basis der Schüttdichten wegen der starken Schwankung meist nicht in ausreichender Güte möglich.

Zusammenfassend konnte die Potentialabschätzung des Chargiermodells im Dauerbetrieb sowohl bei 1-Korb-Chargen (DRI-Start) als auch bei 2-Korb-Chargen (2. Korb, DRI-Start) durch positive Betriebsergebnisse bestätigt werden. Insbesondere der hohe Nutzungsgrad für den DRI-Start bei 1-Korb-Chargen ist hierbei mit den daraus resultierenden positiven Produktionskenngrößen (hohe Produktivität bei geringer spezifischer elektrischer Energie) hervorzuheben.

5.4 Temperaturbasierte Regelung der Eisenschwammförderung

5.4.1 Regelung in der Hauptphase der Eisenschwammförderung

Der überwiegende Anteil der Eisenschwamm-Förderung erfolgt in einer Phase, in welcher der Stahlschrott nahezu vollständig eingeschmolzen ist. In dieser Phase des Schmelzprozesses wird eine konstante Stahlbadtemperatur von etwa 1570 °C [Sch 95] [Dre 98b] angestrebt. Erst kurz vor dem Erreichen des geplanten Abstichgewichts wird das Stahlbad während des sogenannten Warmfahrens bis auf die geforderte Abstichtemperatur weiter erhitzt. Nach [Hei 97] und [Mer 93] sollte die konstante Stahlbadtemperatur vor dem Warmfahren im Bereich zwischen 1550 °C und 1580 °C liegen, um einen effizienten Schmelzprozess zu gewährleisten.

Allgemein liegt die Schmelztemperatur von Eisenschwamm in Abhängigkeit von den jeweiligen Materialeigenschaften zwischen 1480 °C und 1536 °C [Rad 82]. Grundsätzlich besteht das Ziel der Prozessführung darin, die Eisenschwamm-Förderrate in Abhängigkeit von der zugeführten Energie so zu regeln, dass das sich einstellende Temperaturprofil des Stahlbades möglichst genau einem vorgegebenen Fahrdiagramm folgt.

Eine Auswertung von 97 Messungen am betrachteten Lichtbogenofen zeigt, dass der Mittelwert der gemessenen Stahlbadtemperatur in der Hauptphase der Eisenschwammförderung 1587 ± 45 °C (Mittelwert \pm Standardabweichung) beträgt. In dieser Prozessphase beträgt das Einsatzgewicht unter 150 t. Anschließend wird die Temperatur beim Warmfahren typischerweise auf Werte zwischen 1600 °C und 1640 °C zum Zeitpunkt des Abstichs erhöht. Der angestrebte Temperaturwert hängt hierbei vor allem von der Stahlqualität und dem zeitlichen Übergang zu Folgeprozessen ab.

Zur Bestimmung der optimalen Temperatur zur Eisenschwammförderung wurde eine Versuchsreihe mit 288 Temperaturmessungen betrachtet. Diese ist in **Bild 5.9** abgebildet und zeigt, dass der gemessene Schalldruckpegel insbesondere bei hohen Temperaturmesswerten stark ansteigt. Die Gleichung für das Regressionspolynom des Schalldruckpegels lautet

$$L_p = L_{p\min} + 0,3794 \frac{\text{dB}}{\text{°C}} \cdot \left(\frac{T - 1563 \text{ °C}}{1000} \right)^2 \quad \text{mit} \quad L_{p\min} = 106,7 \text{ dB} \quad (5.10)$$

für DRI-Förderraten von 2 bis 6 t/min (46 Messwerte).

Der Anstieg des Schalldruckpegels ist auf die temperaturabhängigen Eigenschaften der Schlacke zurückzuführen, die bei hohen Temperaturen deutlich dünnflüssiger wird und dadurch schlechter aufzuschäumen ist. Der minimale Schalldruckpegel der Ausgleichskurve beträgt 106,7 dB bei einer Temperatur von 1563 °C. Diese Temperatur ist daher für eine optimale Eisenschwamm-Förderung einzuhalten. Die Auswertung aller 288 Temperaturmesswerte führt zu einem Temperaturwert von 1558 °C.

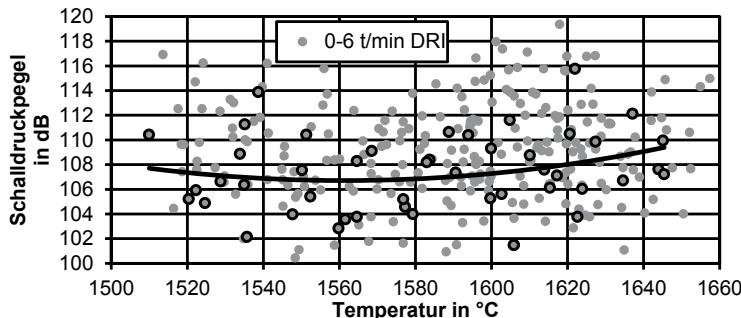


Bild 5.9: Emittierter Schalldruck über der Temperatur der Schmelze ($R^2 = 0,06$)

Die Kurve des Regressionspolynoms verläuft im näheren Bereich des Optimums ohne nennenswerten Anstieg des Schalldruckes. Während der DRI-Förderung sollte demnach eine Temperatur in einem Intervall zwischen 1550 und 1580 °C angestrebt werden. Dies bestätigt die in der Literatur aufgeführten Temperaturwerte. In der Praxis sollte die Temperatur bei DRI-Förderung zudem nicht unter 1550 °C gewählt werden, da hierdurch zum einen die Phase des Warmfahrens verlängert würde und zum anderen einige metallurgische Prozesse schon während der DRI-Förderung eine Schmelzentemperatur von über 1550 °C erfordern.

Um diese Temperaturvorgabe zu erreichen, wird eine maximal zulässige Aufheizrate der Schmelze vorgegeben, die von der Regeldifferenz

$$e_{\Delta T} = T_{\text{Soll}} - T \quad (5.11)$$

abhängt. Die Regeldifferenz ist durch die Differenz von gewünschter Soll- und vorhandener Ist-Temperatur definiert. Zur Festlegung der zulässigen Aufheizrate wurden die tatsächlichen Aufheizraten bei dem gegebenen Lichtbogenofen in Abhängigkeit von der Regeldifferenz bestimmt. In **Bild 5.10** sind die zugehörigen Messpunkte dargestellt. Die mittels Regression bestimmte Ausgleichsgerade weist ein Bestimmtheitsmaß von 0,43 auf.

Hierauf basierend wird die mögliche Aufheizrate r_{Soll} zu

$$r_{\text{Soll}}(e_{\Delta T}) = \begin{cases} -20^{\circ}\text{C}/\text{min} & \forall e_{\Delta T} < -60^{\circ}\text{C} \\ 0,333 \cdot e_{\Delta T} / \text{min} & \forall -60^{\circ}\text{C} \leq e_{\Delta T} \leq 75^{\circ}\text{C} \\ +25^{\circ}\text{C}/\text{min} & \forall e_{\Delta T} > 75^{\circ}\text{C} \end{cases} \quad (5.12)$$

in Abhängigkeit von der Regeldifferenz $e_{\Delta T}$ definiert sowie durch die maximal mögliche Abkühlrate von $-20^{\circ}\text{C}/\text{min}$ und die maximal mögliche Aufheizrate von $+25^{\circ}\text{C}/\text{min}$ limitiert. Dieser Grenzwert ist bereits sehr hoch im Vergleich zur Aufheizrate von $+10,8^{\circ}\text{C}/\text{min}$, die bei den Untersuchungen von Safonov und Smirnov festgestellt wurde [Saf 08].

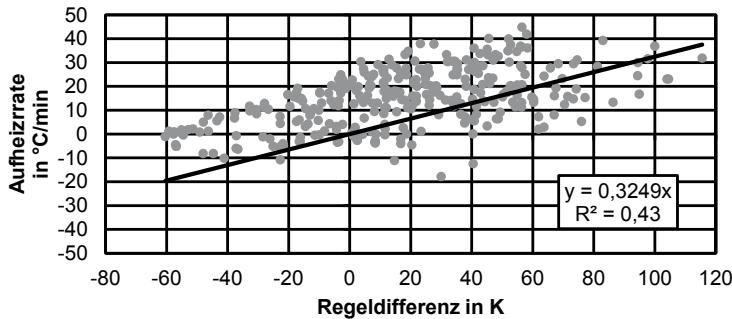


Bild 5.10: Aufheizrate des Stahlbades in $^{\circ}\text{C}/\text{min}$ über der Regeldifferenz in K

Die gewählten Grenzen für die Aufheizrate entsprechen der üblichen Fahrweise der Schmelzer. Das Histogramm der Aufheizraten in **Bild 5.11** zeigt, dass die Temperatur der Schmelze typischerweise mit einer Aufheizrate von $+15,2^{\circ}\text{C}/\text{min}$ bei einer Standardabweichung von $12,0^{\circ}\text{C}/\text{min}$ verändert wird.

Wird die Gleichung (3.15) des Temperaturmodells nach der zugeführten Eisenschwammmenge

$$\Delta m_{\text{ES}}(t) = \frac{(\Delta T - C \cdot \Delta t) \cdot m_{\text{ges}}(t-1) - A \cdot (\Delta E_{\text{EI}}(t) + w_v \cdot \Delta V_{O_2}(t))}{B \cdot \frac{E_{\text{el}}(t-1) + w_v \cdot V_{O_2}(t-1)}{m_{\text{ges}}(t-1)} - (\Delta T - C \cdot \Delta t)} \quad (5.13)$$

aufgelöst, ergibt sich nach Division durch einen Zeitschritt Δt die Eisenschwammrate

$$\frac{\Delta m_{\text{ES}}(t)}{\Delta t} = \frac{\left(\frac{\Delta T}{\Delta t} - C\right) \cdot m_{\text{ges}}(t-1) - A \cdot \left(\frac{\Delta E_{\text{EI}}(t)}{\Delta t} + w_v \cdot \frac{\Delta V_{O_2}(t)}{\Delta t}\right)}{B \cdot \frac{E_{\text{el}}(t-1) + w_v \cdot V_{O_2}(t-1)}{m_{\text{ges}}(t-1)} - \left(\frac{\Delta T}{\Delta t} - C\right) \cdot \Delta t} \quad (5.14)$$

in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz ΔT . Mit der Aufheiz-/Abkühlrate r_{Soll} aus Gleichung (5.12) lässt sich somit die Soll-Eisenschwammförderrate

$$\Delta \dot{m}_{\text{ES,Soll}} = \frac{\Delta m_{\text{ES}}(t)}{\Delta t} = \frac{(r_{\text{Soll}} - C) \cdot m_{\text{ges}}(t-1) - A \cdot (P_{\text{el}}(t) + w_v \cdot \dot{V}_{\text{O}_2}(t))}{B \cdot \frac{E_{\text{el}}(t-1) + w_v \cdot V_{\text{O}_2}(t-1)}{m_{\text{ges}}(t-1)} - (r_{\text{Soll}} - C) \cdot \Delta t} \quad (5.15)$$

in Abhängigkeit von der erforderlichen Aufheiz-/Abkühlrate bzw. der Regeldifferenz zwischen Soll- und Ist-Temperatur der Stahlschmelze, der elektrischen Leistung P_{el} und dem Sauerstoffvolumenstrom \dot{V}_{O_2} ausdrücken.

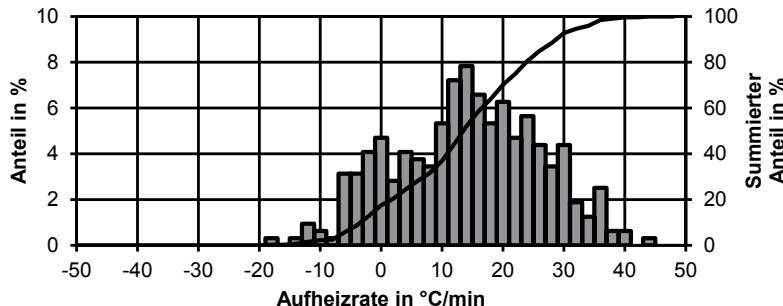


Bild 5.11: Histogramm der Aufheizrate der Schmelze in °C/min

Für die Hauptphase der Eisenschwammförderung ergibt sich somit die in **Bild 5.12** dargestellte Regelstrecke. Diese Form der temperaturgestützten Regelung weist wesentliche Vorteile gegenüber der konventionellen Steuerung mittels einer leistungsbezogenen Förderrate auf. So werden weitere Kenngrößen berücksichtigt, die für den Schmelzprozess und die DRI-Förderung essentielle Größen darstellen.

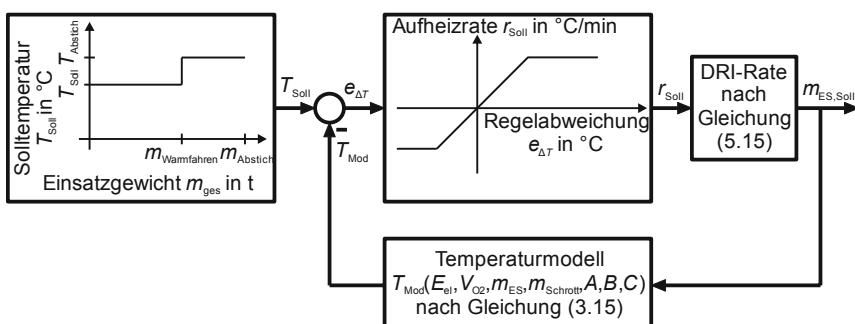


Bild 5.12: Regelstrecke für die Eisenschwamm-Förderrate in der Hauptphase der Eisenschwamm-Förderung vor der Warmfahrphase

Dies sind die Temperatur der Schmelze, die bereits zugeführte Energie sowie die Masse an bereits chargiertem Schrott. Insbesondere dieser Einfluss wird in der konventionellen leistungsbezogenen Eisenschwamm-Förderung vernachlässigt und führt so meist zu einer unkontrollierten Veränderung der Stahlbadtemperatur. Der Schmelzprozess kann durch das gezielte Anfahren eines vorgegebenen Temperaturprofils stabiler ausgeführt werden und ist leichter verfolgbar.

5.4.2 Regelung der Eisenschwammförderung beim Warmfahren

Das Warmfahren der Schmelze hat das Ziel, die Temperatur der Schmelze auf die gewünschte Abstichtemperatur zu erhöhen und dabei durch weitere DRI-Zufuhr ein gefordertes Einsatzgewicht möglichst exakt zu erreichen.

Im manuellen Betrieb entscheidet der Schmelzer über den Zeitpunkt, zu welchem die Eisenschwammrate reduziert wird, um die Temperatur der Schmelze zu erhöhen. Er reduziert die Förderrate auf 1 t/min, um für die Dauer des Warmfahrens weiterhin einen möglichst stabilen Schmelzprozess zu gewährleisten. Die Entscheidung zum Start der Warmfahrphase fällt er dabei erfahrungsabhängig auf Basis von zugeführter elektrischer Energie, von der zugeführten Menge an Schrott und Eisenschwamm sowie von durchgeführten Temperaturmessungen.

Dies führt zu einer starken Abhängigkeit der Prozessführung von der Erfahrung und der subjektiven Einschätzung des Schmelzers sowie von der Qualität und der Durchführbarkeit von Temperaturmessungen, was in Abweichungen der Abstichtemperatur und des Abstichgewichtes resultieren kann. Eine objektive, reproduzierbare, dokumentierbare und nachverfolgbare Wahl des Startzeitpunktes für das Warmfahren in Form eines automatisierten Vorgehens mit dem Ziel der Einhaltung von Abstichtemperatur und -gewicht ist hier wünschenswert und bietet erhebliche Vorteile. Für ein automatisiertes Warmfahren wird Gleichung (3.15) nach der Temperaturänderung ΔT aufgelöst und durch die zeitliche Schrittweite Δt dividiert, um damit die momentane Aufheizrate

$$r_{\text{heat}} = \frac{\Delta T}{\Delta t} = A \cdot \frac{\frac{\Delta E_{\text{El}}(t)}{\Delta t} + w_v \cdot \frac{\Delta V_{O_2}(t)}{\Delta t}}{\left(\frac{\Delta t \cdot \Delta m_{\text{ES}}(t)}{\Delta t} + m_{\text{ges}}(t-1) \right)} + B \cdot \frac{\frac{\Delta m_{\text{ES}}(t)}{\Delta t} \cdot (E_{\text{el}}(t-1) + w_v \cdot V_{O_2}(t-1))}{m_{\text{ges}}(t-1) \cdot \left(\frac{\Delta t \cdot \Delta m_{\text{ES}}(t)}{\Delta t} + m_{\text{ges}}(t-1) \right)} + C \quad (5.16)$$

zu erhalten. Zu jedem Zeitpunkt ergibt sich die fiktive Dauer des Warmfahrens

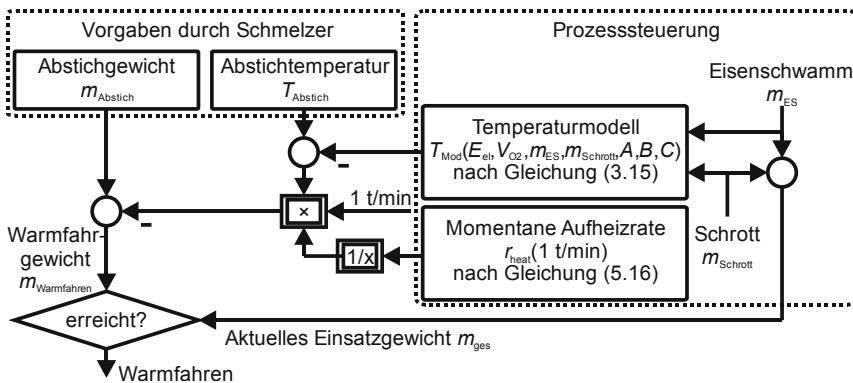
$$t_{\text{Warmfahren}} = \frac{T_{\text{Abstich}} - T_{\text{Modell}}}{r_{\text{heat}} \left| \frac{\Delta m_{\text{ES}}(t)}{\Delta t} = 1 \frac{\text{t}}{\text{min}} \right.} \quad (5.17)$$

nach Division der Regeldifferenz zwischen gewünschter Abstichtemperatur T_{Abstich} und aktueller Temperatur der Schmelze T_{Mod} durch die momentan mögliche Aufheizrate r_{heat} , die sich wiederum durch Einsetzen einer Eisenschwammrate von 1 t/min in Gleichung (5.16) errechnen lässt.

Damit lässt sich nun mit Gleichung (5.17) und dem geforderten Abstichtgewicht m_{Abstich} der Startzeitpunkt für das Warmfahren über das zu diesem Zeitpunkt erreichte Einsatzgewicht

$$m_{\text{Warmfahren}} = m_{\text{Abstich}} - t_{\text{Warmfahren}} \cdot 1 \frac{\text{t}}{\text{min}} = m_{\text{Abstich}} - \frac{T_{\text{Abstich}} - T_{\text{Modell}}}{r_{\text{heat}} \left| \frac{\Delta m_{\text{ES}}(t)}{\Delta t} = 1 \frac{\text{t}}{\text{min}} \right.} \cdot 1 \frac{\text{t}}{\text{min}} \quad (5.18)$$

definieren. Die Eisenschwammrate ist also auf 1 t/min zu reduzieren, sobald dieses Einsatzgewicht überschritten wird, um automatisiert mit dem Warmfahren zu beginnen.



Die vorgestellte Steuerung für den automatisierten Start des Warmfahrens ist schematisch in **Bild 5.13** dargestellt. Mit dieser Steuerung kann auf Basis des Temperaturmodells eine vorgegebene Abstichtemperatur bei einem vorgegebenen Abstichgewicht gezielt angefahren werden.

5.4.3 Betriebsergebnisse

Die Wirkungsweise der DRI-Regelung ist exemplarisch in **Bild 5.14** und **Bild 5.15** durch den zeitlichen Verlauf einer Charge dargestellt. Die temperaturgestützte DRI-Regelung beginnt nach 34 Minuten im Anschluss an die Probenahme mit der ersten Temperaturmessung, die einen Wert von 1644 °C aufweist. Die hohe DRI-Rate des Schmelzers wird durch das Modell zunächst gehalten, um damit die Temperatur der Schmelze in Richtung der Solltemperatur zu regeln. Mit dem Absinken der Stahlbadtemperatur ist ein starker Rückgang der DRI-Förderrate zu sehen, da die Regeldifferenz zwischen Modell- und Solltemperatur geringer wird (siehe Bild 5.10).

Nach dem Erreichen der Solltemperatur von 1580 °C bleibt die DRI-Förderrate konstant bei 4 t/min, um die Schmelzentemperatur bei gleicher Energiezufuhr nicht zu verändern. Nach 45 Minuten wird die DRI-Förderrate automatisch auf 1 t/min reduziert, um die Schmelze auf Abstichtemperatur zu erwärmen.

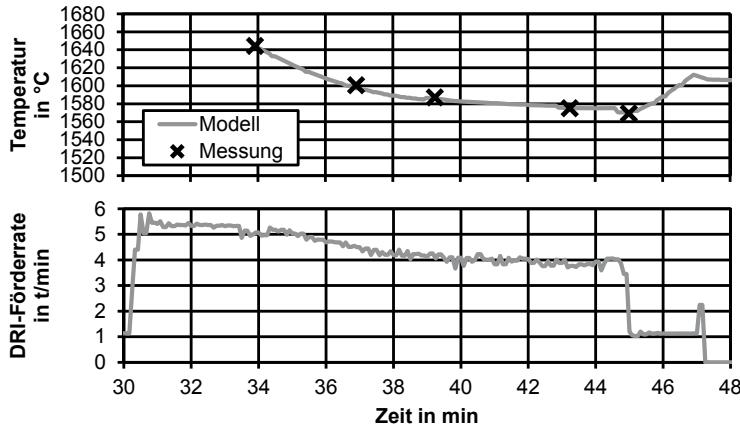


Bild 5.14: Beispiel einer Charge mit temperaturgestützter DRI-Regelung in der Hauptphase der DRI-Förderung und automatisiertem Start des Warmfahrens [And 15]

Die Solltemperatur von 1580 °C in der Flachbadphase wurde 3,4 Minuten nach dem Start der Regelung zu 80 % erreicht. Im Fall dieser Charge wurde 38 % der DRI-Masse mit temperaturgestützter Regelung gefördert. Allerdings wäre die Aktivierung der DRI-

Regelung bereits unmittelbar nach der Probenahme (Minute 31) möglich gewesen. Die geforderte Temperatur von 1610 °C wird präzise erreicht und das gewünschte Abstichgewicht von 170,0 t wurde lediglich um 0,26 t überschritten.

Betrachtet man nun die Wärmeverluste über die gesamte Charge (siehe Bild 5.15), so steigen diese zunächst stetig an. Etwa 2 Minuten nach der Aktivierung der DRI-Regelung bleiben die Wärmeverluste am Ofendeckel konstant und die Wärmeverluste über die Ofenwand beginnen zu sinken. Dieses Verhalten bestätigt die Untersuchungen aus Teilkapitel 4.3 zu den Auswirkungen des Schlackepegels auf die Wärmeverluste und deutet auf ein besseres Schäumverhalten hin.

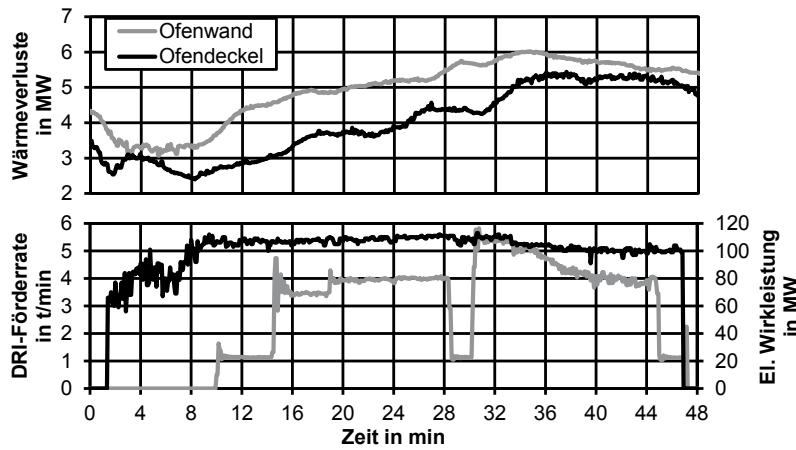


Bild 5.15: Reaktion der Wärmeverluste am Beispiel einer Charge mit temperaturgestützter DRI-Regelung in der Hauptphase der DRI-Förderung und automatisiertem Start des Warmfahrens [And 15]

In einer ersten Versuchsreihe wurde die Genauigkeit des automatisierten Warmfahrens an 16 Chargen untersucht. Hierbei wurde das durch den Schmelzer vorgegebene Abstichgewicht mit einer Genauigkeit von $0,6 \pm 0,9$ t erreicht. Dementsprechend war die Masse an Eisenschwamm, die dem Schmelzprozess kontinuierlich zugeführt wurde, im Mittel geringfügig zu hoch. Aus diesem Grund wurden zu den Zeitpunkten des Abstichs Temperaturen erreicht, welche die vom Schmelzer vorgegebenen Abstichtemperaturen im Mittel um $-4,3 \pm 4,1$ °C unterschreiten. [And 15]

Eine weitere Auswertung der Produktionsergebnisse zur temperaturgestützten Eisenschwamm-Förderung ist in **Tabelle 5.4** dargestellt. Typischerweise weisen 2-Korb-Chargen durch die wesentlich kürzere Flachbadphase einen kürzeren Zeitraum der Eisenschwamm-Förderung auf. Daher ist hier tendenziell ein geringeres Potential der temperaturgestützten Regelung der DRI-Förderrate zu erwarten als bei 1-Korb-Chargen. Während die spezifische elektrische Energie nur um 0,4 % geringer ausfällt,

konnte die mittlere Produktivität der 2-Korb-Chargen um 2,5 % gesteigert werden. Eine weitere, beim Vergleich zu berücksichtigende Tatsache ist, dass Chargen mit höherer Schrottmasse im Mittel geringere Werte für die benötigte spezifische elektrische Energie aufweisen. Da in dem hier betrachteten Versuchszeitraum die 2-Korb-Chargen mit manueller DRI-Fahrweise eine höhere mittlere Schrottmasse aufweisen als diejenigen mit automatisierter Fahrweise, erscheint hier eine noch deutlichere Verbesserung des Energiebedarfs als zuvor genannt realistisch.

Bei 1-Korb-Chargen bewirkt die temperaturgestützte Regelung der Eisenschwammförderung eine Reduzierung der zugeführten spezifischen elektrischen Energie um 1,1 % bei einer Steigerung der Produktivität um 1,7 % gegenüber der manuellen Fahrweise durch den Schmelzer.

Tabelle 5.4: Produktionsergebnisse und Nutzung der temperaturbasierten DRI-Regelung für 1- und 2-Korb-Chargen (aus Dez. 2015 und Jan. 2016)

Chargen-Typ	DRI-Regelung	Anzahl	Nutzung	Schrottmasse in t	Produktivität in t/min	spez. el. Energie in kWh/t
1-Korb	-	155	83 %	61,6 ± 10,6	3,56	461,2
	aktiv	31	17 %	61,8 ± 9,6	3,62	456,2
2-Korb	-	152	87 %	126,2 ± 17,3	3,62	436,4
	aktiv	23	13 %	118,2 ± 21,0	3,71	434,7

Für diese Chargen werden die Wärmeverluste an der Wand und dem Deckel des Ofengefäßes zu verschiedenen Zeitpunkten und über unterschiedliche Zeitbereiche betrachtet. Die zugehörigen Werte bzw. Mittelwerte sind in **Tabelle 5.5** dargestellt. So wohl bei 1-Korb-Chargen als auch bei 2-Korb-Chargen ist allerdings kein deutlicher Zusammenhang erkennbar. Dies ist damit zu erklären, dass die Wärmeverluste sehr stark von den vorangegangenen Chargen und Störungen des Produktionsablaufes abhängen. Lediglich bei 1-Korb-Chargen fällt auf, dass die thermische Belastung des Ofendeckels bei einer aktiven DRI-Regelung im Vergleich zu den nicht automatisiert gefahrenen Chargen zum Ende der Charge abnimmt.

Im Vergleich zur konventionellen leistungsbezogenen DRI-Fahrweise weist das Verfahren der temperaturgestützten DRI-Regelung wesentliche Vorteile auf. So wird die Stahlbadtemperatur durch die Regelung der zugeführten Eisenschwammmenge gezielt beeinflusst und kann mit Hilfe des Temperaturmodells kontinuierlich beobachtet werden. Damit kann ein Abgleiten der Stahlbadtemperatur, also ein zu starkes Abkühlen ebenso wie ein Überhitzen der Schmelze, verhindert werden.

Ferner bleibt bei der konventionellen Steuerung der DRI-Fahrweise die Masse der Schmelze unberücksichtigt. Aufgrund der kontinuierlichen Zunahme der Masse wegen des zugeführten Eisenschwamms, wird der Energiebedarf stetig größer, um eine

gleichbleibende Veränderung der Schmelztemperatur hervorzurufen. Bei der temperaturgestützten DRI-Regelung wird die Masenzunahme der Schmelze dagegen stets berücksichtigt. Des Weiteren bewirkt der automatisierte Start des Warmfahrens, dass die Phasen des Warmfahrens gleichartig ausgeführt werden, wodurch Abstichtgewicht und -temperatur verfolgbar sind und gezielt erreicht werden können. Insgesamt tragen somit die temperaturgestützte DRI-Regelung und der automatisierte Start des Warmfahrens zur Reproduzierbarkeit des Herstellungsprozesses von Rohstahl im Lichtbogenofen bei.

Weiterführend bietet diese Form der temperaturgestützten DRI-Regelung die grundlegende Möglichkeit, die Temperatur der Schmelze für die Erfordernisse von speziellen metallurgischen Vorgängen gezielt einzustellen. Dies lässt sich durch die Vorgabe einer entsprechenden Solltemperatur, die während der automatisierten DRI-Förderung gezielt angefahren und gehalten wird, realisieren.

Bezüglich des automatisierten Starts des Warmfahrens ist prinzipiell auch eine weitere Regelstrategie denkbar, welche keine Absenkung der DRI-Förderrate auf 1 t/min beinhaltet. Theoretisch könnte eine solche Regelstrategie einerseits prozesstechnische Vorteile durch das Vermeiden der Absenkung der DRI-Förderrate bieten. Andererseits könnte sich daraus eine längere Zeitphase im Bereich einer nicht optimalen Schmelztemperatur mit einem damit verbundenen schlechteren Schäumverhalten der Schlacke ergeben. Diesbezügliche Untersuchungen und Abwägungen wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit jedoch nicht durchgeführt.

Tabelle 5.5: Wärmeverluste an Wand und Deckel bei temperaturbasierter DRI-Regelung für 1- und 2-Korb-Chargen (Dez. 2015 und Jan. 2016)

Wärme-verluste in MW	Zeitpunkt/Bereich der Auswertung	1-Korb-Chargen		2-Korb-Chargen	
		DRI-Regelung		DRI-Regelung	
		nicht aktiv	aktiv	nicht aktiv	aktiv
Wand	Zeitpunkt	Start (Ofen ein)	3,25	3,08	2,94
		DRI-Start	3,79	3,75	3,52
		Ende (Ofen aus)	5,32	5,30	5,06
	Bereich	bei PowerOn	4,26	4,22	3,31
		bei DRI-Förderung	4,76	4,75	4,37
		bei DRI-Regelung aktiv	-	5,02	-
Deckel	Zeitpunkt	Start (Ofen ein)	1,21	0,99	0,92
		DRI-Start	2,96	3,09	2,57
		Ende (Ofen aus)	4,01	3,90	3,30
	Bereich	bei PowerOn	3,26	3,26	2,29
		bei DRI-Förderung	3,77	3,78	3,04
		bei DRI-Regelung aktiv	-	3,83	-

6 Zusammenfassung und Ausblick

Das Elektrostahlverfahren stellt mit dem Recycling von Stahlschrott die Verfahrensroute mit dem geringsten energetischen Aufwand zur Rohstahlerzeugung dar. Die Herstellung von hochqualitativen Stahlsorten wird durch Schwankungen in der Materialzusammensetzung des Schrottes sowie durch das Vorhandensein von Begleitelementen im Schrott erschwert. Durch den Einsatz von direktreduziertem Eisen (DRI bzw. Eisenschwamm) ist es möglich dies auszugleichen.

Eisenschwamm wird typischerweise kontinuierlich in den Lichtbogenofen gefördert. Dies ist zum einen darauf zurückzuführen, dass dieser bereits bei relativ kleinen Anteilen an der über Schrottörbe chargierten Gesamtmenge zu einer massiven Sinterbildung während des Schmelzprozesses führen kann. Hinzu kommt die reduzierte Lagerfähigkeit des Eisenschwamms auf offenen Halden. Zum anderen ist es effizienter diesen kontinuierlich in den Lichtbogenofen zu fördern, als ihn mit dem Schrott zusammen in Körben zu chargieren, wenn der Anteil an Eisenschwamm größer als 35 % des zu schmelzenden Materials der jeweiligen Charge ist. Die Herausforderung hierbei ist es, die zum jeweiligen Zeitpunkt optimale Eisenschwamm-Förderrate vorzugeben, da diese unter anderem einen wesentlichen Einfluss auf die Stahlbadtemperatur sowie den spezifischen Energiebedarf und die Produktivität des Schmelzprozesses hat.

In dieser Arbeit werden ein Modell zur kontinuierlichen Prognose der Stahlbadtemperatur im Lichtbogenofen, ein Modell zur Optimierung der Zeitpunkte zum Chargieren des zweiten Schrottkorbes und des Beginns der Eisenschwammförderung sowie eine temperaturgestützte Regelung der kontinuierlichen Zuführung von DRI in den Lichtbogenofen vorgestellt. Ziele sind die Optimierung der Zufuhr von DRI durch die Verbesserung der energetischen Effizienz des Herstellungsprozesses und die Optimierung der Prozessführung sowie die Vereinheitlichung des Prozesses durch objektive Kriterien.

In Kapitel 3 wird ein Temperaturmodell vorgestellt, das im Rahmen dieser Arbeit entwickelt wurde. Es ermöglicht die kontinuierliche Temperaturprognose des Stahlbades in der Flachbadphase des Schmelzprozesses mit einem linearen Modellansatz, der auf einer physikalischen Beschreibung des Schmelzprozesses beruht. Die Eingangsgrößen des Modells wurden mit einer statistischen Analyse der Relevanz ausgewählt und bilden die zugeführten Massen (Schrott, DRI) sowie die elektrisch und chemisch zugeführte Energie. Veränderungen der Materialeigenschaften sowie wechselnde Prozessbedingungen können auf verschiedenem Wege entstehen und werden durch die stetige Adaption der Modellparameter im Anschluss an jede Charge berücksichtigt.

Weiterführend werden sowohl der Einfluss des Schmelzverhaltens von DRI auf den Temperaturmesswert als auch die Homogenisierung der Schmelze statistisch untersucht und in Form von Verzögerungsgliedern berücksichtigt, um eine Steigerung der Prognosegüte des Modells zu erzielen. Eine Temperaturmessung von Stahlschmelzen

im Lichtbogenofen mit Tauchtemperatursonden hat eine erhöhte Messunsicherheit, da die Messung lokal erfolgt und die Temperaturverteilung aufgrund des dynamischen Schmelzprozesses teilweise sehr inhomogen ist. Ferner besteht insbesondere bei frühzeitigen Messungen das Risiko, dass sich zum Zeitpunkt der Temperaturmessung nicht eingeschmolzenes Material im Ofen befindet. Aus diesem Grund werden die erste Temperaturmessung durch eine wissensbasierte Korrektur sowie weitere Temperaturmessungen in Abhängigkeit der beim jeweiligen Messwert zu erwartenden Messunsicherheit im Temperaturmodell berücksichtigt.

Bisherige Modelle erreichen eine Standardabweichung von 21,9 K und beruhen überwiegend auf der Energiebilanz des Prozesses oder greifen diese mit neuronalen Netzen auf. Dagegen besitzt das vorgestellte neue Temperaturmodell eine Standardabweichung von 20,9 K für die Temperaturprognose. Unter Aussortierung von offensichtlich nicht plausiblen Temperaturmessungen (in Schlacke oder mit festem Schrott innerhalb der Schmelze) beträgt die Standardabweichung sogar nur 17,7 K bei der Prognose durch das Modell.

In Kapitel 4 werden elektrische und akustische Kenngrößen untersucht, um den aktuellen Zustand des Schmelzprozesses während der Eisenschwammförderung zu charakterisieren. Hierbei erweisen sich insbesondere die Null- und die Gegenkomponente der Lichtbogenströme des symmetrischen Drehstromsystems als geeignet. Weiterführend dienen eine Simulation der Eigenresonanzen des Ofengefäßes sowie Untersuchungen der Raumakustik und des akustischen Übertragungsverhaltens am Lichtbogenofen als Grundlage, um das von McQueen hergeleitete akustische Modell des pulsierenden Zylinders zur Prognose des emittierten Schalldruckes zu validieren. Die Differenz zwischen diesem modellierten Schalldruck und dem tatsächlich vorhandenen Schalldruck ist proportional zur Abdeckung der Lichtbögen mit Schlacke.

Die ermittelten Kenntnisse über die elektrischen und akustischen Kenngrößen resultieren in einem Chargiermodell zur Optimierung der Zeitpunkte für das Chargieren eines eventuellen zweiten Schrottkorbes und für den Beginn der DRI-Förderung. Im Betrieb weist dieses Chargiermodell für den Zeitraum vom 03.11.2014 bis zum 21.08.2015 eine Reduktion der spezifischen elektrischen Energie um 3,28 kWh/t bei 1-Korb-Chargen und 2,94 kWh/t bei 2-Korb-Chargen auf. Die Produktivität des Schmelzprozesses steigt bei 1-Korb-Chargen um 3,2 % und bei 2-Korb-Chargen um 0,6 % an. Grundsätzlich ist eine Verbesserung des Modells über eine Berücksichtigung von korrekt erfassten Schüttdichten der Schrottsorten denkbar.

Weiterführend wurden in Kapitel 5 ein innovatives Regelungskonzept zur kontinuierlichen Eisenschwamm-Förderung in den Lichtbogenofen in Abhängigkeit von der Stahlbadtemperatur und ein darauf basierender Ansatz eines automatisierten Prozesses zum Warmfahren vorgestellt. Diese beiden Komponenten beruhen jeweils auf dem in Kapitel 3 vorgestellten Temperaturmodell. In der Hauptphase des Schmelzprozesses ermöglichen sie zum einen die Zielgrößen des Prozesses (Abstichtemperatur und -gewicht) zu erreichen und zum anderen dabei gleichzeitig die Voraussetzungen für

gute Schmelzbedingungen zu gewährleisten. Beides wird durch die kontrollierte Einflussnahme auf die Eisenschwamm-Förderrate sichergestellt, da die zugeführte Masse an Eisenschwamm in Abhängigkeit von der zugeführten Energiemenge eine Änderung der Stahlbadtemperatur hervorruft.

Gegenüber der konventionellen leistungsbezogenen Steuerung der DRI-Förderung wird die Stahlbadtemperatur während der temperaturgestützten Regelung kontinuierlich beobachtet und gezielt beeinflusst, um ein zu starkes Abkühlen ebenso wie ein Überhitzen der Schmelze zu verhindern. Durch die Möglichkeit der Vorgabe einer entsprechenden Solltemperatur, die während der automatisierten DRI-Förderung gezielt angefahren und gehalten wird, lässt sich die Temperatur der Schmelze grundsätzlich gezielt für die Erfordernisse von speziellen metallurgischen Vorgängen einstellen. Diesbezügliche Effekte wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit jedoch nicht eingehend untersucht. Weiterführend ist ein essentieller Vorteil der neuartigen Regelung, dass die kontinuierlich zunehmende Masse der Schmelze berücksichtigt wird. Bei konventionellen Steuerungen besteht dagegen die Gefahr, dass die Temperatur unkontrolliert abgleitet. Dies lässt sich hier lediglich mit weiteren Temperaturmessungen überprüfen und muss daraufhin jeweils durch eine manuelle Korrektur der DRI-Förderrate auf Basis der Erfahrung des Ofenbedieners beseitigt werden.

Der automatisierte Beginn des Warmfahrens, ab dem die DRI-Förderrate auf 1 t/min reduziert wird, führt zu einer Vereinheitlichung des Schmelzprozesses. Das Abstichtgewicht und die Abstichtemperatur werden dadurch gezielt erreicht und sind besser verfolgbar. Eine Untersuchung hierzu zeigt, dass das durch den Schmelzer festgelegte Abstichtgewicht mit einer Genauigkeit von $0,6 \pm 0,9$ t nur geringfügig überschritten wird. Dementsprechend werden die geforderten Stahlbadtemperaturen zu den Zeitpunkten des Abstichs im Mittel um $-4,3 \pm 4,1$ °C unterschreiten.

Bezüglich des automatischen Warmfahrens ist prinzipiell auch eine andere Regelstrategie denkbar. Theoretisch könnte eine Strategie ohne Absenkung der DRI-Förderrate auf 1 t/min realisiert werden. Dies führt allerdings zu einer Verlängerung der Zeitphase in deren Bereich eine nicht optimale Schmelzentemperatur mit einem damit verbundenen schlechteren Schäumverhalten der Schlacke resultiert.

Der Einsatz der temperaturbasierten Regelung der DRI-Förderung führt im Betrieb bei 2-Korb-Chargen und zu einer Reduzierung der spezifischen elektrischen Energie um 0,4 % bei einer Steigerung der Produktivität um 2,5 % im Vergleich zu Chargen mit manueller Fahrweise durch den Schmelzer. Aufgrund der deutlich längeren Phase der Eisenschwamm-Förderung bei 1-Korb-Chargen sind diese Chargen durch eine stärkere Reduzierung der zugeführten spezifischen elektrischen Energie mit 1,1 % bei einer Steigerung der Produktivität um 1,7 % gekennzeichnet. Somit ist eine Verbesserung des Schmelzprozesses mit diesem innovativen Verfahren gegeben.

Prinzipiell besitzen die vorgestellten Modelle zur Temperaturprognose des Stahlbades und zur temperaturbasierten Regelung der Eisenschwamm-Förderung allgemein Gültigkeit für Schmelzvorgänge von Feststoffen in Flüssigkeiten. Unter Anpassung der

Parameter können diese somit in anderen Bereichen der Wissenschaft angewandt werden.

Diese Arbeit zeigt, dass es durch eine temperaturgestützte Regelung der kontinuierlichen Eisenschwamm-Förderung möglich ist, die Stahlbadtemperatur gezielt einzustellen. Insbesondere während der Flachbadphase ist diese Temperatur eine elementare Quelle, um gute Prozessbedingungen sicherzustellen. Auch beim anschließenden Warmfahren stellt diese Stahlbadtemperatur eine essentielle Größe dar. Mit der vorgestellten Regelstrategie ist es möglich die Zielgrößen des Abstichs mit hoher Genauigkeit zu erreichen.

Zur weiterführenden Verbesserung des Prozesses zur Stahlerzeugung im Lichtbogenofen wäre eine zusätzliche automatisierte Feinkohle-Regelung vielversprechend. Diese sollte idealerweise den Kohleeintrag des Eisenschwamms in die Schmelze berücksichtigen. Hierdurch könnte im Zusammenspiel mit der temperaturgestützten Eisenschwamm-Regelung zum einen die optimale Temperatur der Schmelze für die Flachbadphase sichergestellt werden und zum anderen durch den Kohleeintrag über den zugeführten Eisenschwamm sowie die eingeblasene Feinkohle bestmögliche Bedingungen zum Schäumen der Schlacke geschaffen werden. Folglich ist dadurch eine weitere Reduzierung des spezifischen Energiebedarfs für den Schmelzprozess denkbar.

Ferner könnte mit einer kombinierten Regelung gegebenenfalls das Schäumverhalten der Schlacke im Prozessabschnitt des Warmfahrens verbessert werden. Da zum Warmfahren die Eisenschwamm-Förderrate verringert wird, reduziert sich der zugeführte Kohleeintrag. Dies könnte insbesondere zu Beginn des Warmfahrens durch ein Erhöhen der eingeblasenen Feinkohlemenge kompensiert werden. Auf diese Weise könnte das Schäumen der Schlacke eventuell besser aufrechterhalten und dadurch die thermischen Verluste beim Warmfahren verringert werden.

7 Anhang

Tabelle 7.1: Optimierungsergebnisse - DRI-Start bei 1-Korb-Chargen
Parameter des Modells zur Optimierung der Startzeitpunkte

Chargier-art	e_0 in kWh/t	de_2 in kWh/t ²	$de_{1,2}$ in kWh/t ²	Δe in kWh/t	x_1	K_{low}	K_{up}	p_{low} in dB	p_{up} in dB	Güte-kri-terium in kWh/t
DRI	240,0	0	0,597	40	0,5	0,30	0,8	3,0	9,0	461,6
DRI*	278,0	0	0,630	40	0,57	0,32	0,64	3,43	10,89	459,0
DRI	236,3	0	0,604	40	0,44	0,30	0,80	2,95	9,12	461,5
DRI	240,0	0	0,584	40	0,45	0,29	0,79	2,87	8,90	461,5

Tabelle 7.2: Optimierungsergebnisse - Chargieren 2.Korb bei 2-Korb-Chargen
Parameter des Modells zur Optimierung der Startzeitpunkte

Chargier-art	e_0 in kWh/t	de_2 in kWh/t ²	$de_{1,2}$ in kWh/t ²	Δe in kWh/t	x_1	K_{low}	K_{up}	p_{low} in dB	p_{up} in dB	Güte-kri-terium in kWh/t
2.Korb	159,3	0,352	0,227	20	0,2	0,02	0,1	0,5	3,5	413,2
2.Korb*	174,4	0,404	0,197	20	0,25	0,004	0,007	0,147	0,161	410,5
2.Korb*	31,9	0,364	0,335	20	0,12	0,016	0,073	0,316	0,872	373,5
2.Korb	134,6	0,280	0,198	20	0,17	0,015	0,078	0,418	2,650	411,9
2.Korb	135,0	0,289	0,207	20	0,17	0,019	0,075	0,425	2,874	411,9
2.Korb	135,6	0,292	0,209	20	0,17	0,019	0,074	0,423	2,878	411,8
2.Korb	124,5	0,340	0,194	20	0,20	0,016	0,079	0,407	2,774	410,6
2.Korb	142,4	0,244	0,187	20	0,15	0,015	0,053	0,38	2,116	412,4

Tabelle 7.3: Optimierungsergebnisse - DRI-Start bei 2-Korb-Chargen
Parameter des Modells zur Optimierung der Startzeitpunkte

Chargier-Art	e_0 in kWh/t	de_2 in kWh/t ²	$de_{1,2}$ in kWh/t ²	Δe in kWh/t	x_1	K_{low}	K_{up}	p_{low} in dB	p_{up} in dB	Güte-kri-terium in kWh/t
DRI	155,8	0,922	0,618	40	0,5	0,4	0,8	3	8	410,3
DRI*	74,4	0,364	0,131	40	0,51	0,262	0,359	1,72	5,47	317,8
DRI*	54,4	0,359	0,335	40	0,51	0,355	0,455	1,69	4,76	317,0
DRI*	102,3	0,640	0,444	40	0,27	0,254	0,550	1,62	5,03	399,3
DRI	114,7	0,804	0,553	40	0,30	0,338	0,606	2,51	5,78	403,8
DRI	114,9	0,818	0,536	40	0,29	0,335	0,604	2,55	5,70	403,5
DRI*	107,2	0,768	0,520	40	0,5	0,274	0,608	1,59	6,88	400,9
DRI*	113,8	0,750	0,477	40	0	0	0	0	0	403,9

*) Umsetzung technisch nicht plausibel, Chargierzeitpunkt daher nicht geeignet

8 Literaturverzeichnis

- [Ala 08] Alameddine, S.; Bowman, B.: Particularities of melting DRI in AC and DC furnaces. *Archives of Metallurgy and Materials*. Vol. 53. Issue 2. 2008. S. 411-417.
- [Ame 86] Ameling, D., et al.: Untersuchungen zur Schaumschlackenbildung im Elektrolichtbogenofen. *Stahl und Eisen* 106. Nr. 11. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. 1986.
- [Ami 02] Aminorroaya-Yamini, S.; Edris, H: The effect of foamy slag in the electric arc furnaces on electric energy consumption. *7th European Electric Steelmaking Conference. AIM*. 2002.
- [And 15] Andersson, M; Haverkamp, V.; Krüger, K.; Jüchter, A.; Braun, U.: Temperaturbasierte Förderung von Eisenschwamm in den Elektrolichtbogenofen. *Stahl und Eisen*. Heft 2/2015. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. Februar 2015.
- [And 96] Andrews, D.; Bishop, M.; Witte, J.: Harmonic Measurements, Analysis and Power Factor correction in a modern steel manufacturing facility. *IEEE Transactions on Industry Applications*. Vol. 32. Nr. 3. Mai 1996. S. 617-624.
- [And 11] Andersson, M; Krüger, K.; Jüchter, A.; Braun, U.: Schätzung der Stahlbadtemperatur im Lichtbogenofen. *Elektrowärme International*. Heft 4. Vulkan Verlag GmbH, Essen. Dezember 2011. S. 359-362.
- [And 12] Andersson, M; Krüger, K.; Jüchter, A.; Braun, U.: Steel bath temperature prediction during DRI melting. *10th European Steelmaking Conference*. Graz, Österreich. 25-28 September 2012.
- [And 13] Andersson, M; Krüger, K.; Jüchter, A.; Braun, U.: Automatisierte Regelung der kontinuierlichen Eisenschwammförderung. *Sitzung des VDEh Fachausschusses Elektrostahlerzeugung*. Linz, Österreich. Mai 2013.
- [And 14] Andersson, M; Krüger, K.; Jüchter, A.; Braun, U.: Temperature based DRI feeding in electric arc furnaces. *1st ESTAD & 31st JSI*. Paris, Frankreich. 7-8 April 2014.
- [Bar 10] Barati, M.: Energy intensity and greenhouse gases footprint of metallurgical processes - a continuous steelmaking case study. *Energy* 35 (2010). 2010. S. 3731-3737.
- [Bec 83] Beckmann, H.-J.: Die akustische Emission der Lichtbögen im Elektrostahlofen. *Dissertation*. Fakultät für Maschinenbau. Hochschule der Bundeswehr Hamburg. 1983.

- [Beg 74] Beggs, D.; Marston, W.: Method for reducing iron oxides in a gaseous reduction process. Patent No. 3,816,101. United States Patent Office. 11. Jun. 1974.
- [Beg 73] Beggs, D.; Scarlett, J.: Method of and apparatus for reducing iron oxide to metallic iron. Patent No. 3,764,123. United States Patent Office. 9. Okt. 1973.
- [Bei 01] Beites, L.; Mayordomo, J.; Hernández, A.; Asensi, R.: Harmonics, Interharmonics and Unbalances of arc furnaces: A New Frequency Domain Approach. IEEE Transactions on Power Delivery. Vol. 16. Nr. 4. Oktober 2001. S. 661-668.
- [Bla 10] Blachnik, M.; Maczka, K.; Wieczorek, T.: A Model for Temperature Prediction of melted steel in the Electric Arc Furnace. Springer-Verlag Berlin Heidelberg. ICAISC, Part II, LNAI 6114. 2010. S. 371-378.
- [Bla 72] Blair, T.: Improvement in iron sponge. Letters Patent No. 126,924. United States Patent Office. 21. Mai 1872.
- [Boo 11] Book, A.: Berührungslose Temperaturmessung von Metallschmelzen. Elektrowärme International. Heft 2/2011 Juni. Vulkan Verlag GmbH, Essen. 2011. S. 161-164.
- [Bow 09] Bowman, B.; Krüger, K.: Arc Furnace Physics. Verlag Stahl Eisen GmbH Düsseldorf. 2009.
- [Caf 97] Caffery, G. et al.: Temperature homogenization in an electric arc furnace steelmaking bath. Inter. Conf. on CFD in Mineral & Metal Processing and Power Generation CSIRO. 1997. S. 87-100.
- [Cel 59] Celada, J.: Method of making sponge iron. Patent No. 2,900,247. United States Patent Office. 18. Aug. 1959.
- [deB 00] De Beer, J.: Potential for Industrial Energy-Efficiency Improvement in the Long Term. Kluwer Academic Publishers. Dordrecht. Niederlande. 2000.
- [Dob 79] Dobner, W.; Bosch, H.: Bestimmung des Reduktionsgrades von Eisen-schwamm und vorreduziertem Erz. Archiv für das Eisenhüttenwesen. Verlag Stahleisen Düsseldorf. Jahrgang 50. Nr. 9. September 1979. S. 385-388.
- [Dor 09] Dorndorf, M.: Prozessführungssystem zur Regelung der Stoff- und Energieflüsse von Drehstrom-Lichtbogenöfen. Dissertation. VDI Verlag Düsseldorf. VDI Reihe 8 Nr. 1165. 2009.
- [Dre 98a] Dressel, G.L.: Keeping Current II - Use of DRI in EAFs - Part I. Iron and steel maker: I & SM. New York. Oktober 1998. S. 121-122.
- [Dre 98b] Dressel, G.L.: Use of DRI in EAFs Part II. Iron and steel maker: I & SM. New York. November 1998. S. 61-62.

- [Eng 72] Engell, H.; Grabeke, H.; Pluschkell, W.: Die Reduktion der Eisenerze Teil I: Physikalisch-chemische Grundlagen. Naturwissenschaften. Springer-Verlag. Jahrgang 59. Heft 6. 1972.
- [Eng 76] Engledow, D.; Winter, F.: BSC experience of arc-furnace continuous charging. Iron and Steelmaking. Nr. 6. 1976. S. 359-365.
- [Fab 79] Faber, H.: Ein Beitrag zur Ursache periodischer Spannungsschwankungen in Drehstrom-Lichtbogenöfen. Dissertation. Hochschule der Bundeswehr Hamburg. 1979.
- [Fei 99] Feinman, J.; Mac Rae, D.R.: Direct Reduced Iron - Technology and Economics of Production and Use. The Iron & Steel Society. Warrendale, USA. 1999.
- [Fer 08] Fernández, J.; Cabal, V.; Montequin, V.; Balsera, J.: Online estimation of electric arc furnace tap temperature by using fuzzy neural networks. Engineering Applications of Artificial Intelligence 21. 2008. S. 1001-1012.
- [Fle 13] Fleiter, T.; Schlomann, B.; Eichhammer, W.: Energieverbrauch und CO₂-Emissionen industrieller Prozesstechnologien - Einsparpotentiale, Hemmnisse und Instrumente. Fraunhofer Verlag. Stuttgart. 2013.
- [Fuj 79] Fujita, S.; Nakata, H.: Continuous Melting of Direct-Reduced Iron in 70t-UHP-Arc Furnace. 1979.
- [Gas 07] Gass, R.; Kostyo, R.; Kendall, M.: Achieving enhanced caster performance by utilizing accurate and reliable continuous temperature measurement. Stahl und Eisen 127. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. Heft 4. 2007. S. 75-81.
- [Gel 99] Geldenhuis, J.M.A.; Pistorius, P.: The use of commercial oxygen probes during the production of high titania slags. The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy. Januar/Februar 1999. S. 41-48.
- [Gli 08] Glitscher, W.; Kendall, M.: Thermocouple-based continuous temperature measurement systems in continuous casting operations. Stahl und Eisen 128. Heft 9. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. 2008. S. 87-92.
- [Gri 86] Grigat, R.: Messung und Modellbildung elektrischer Lichtbogengrößen in Drehstrom-Lichtbogenöfen. Dissertation. Hochschule der Bundeswehr Hamburg. 1986.
- [Gro 99] Grobler, F.; Minnitt, R.: The increasing role of direct reduced iron in global steelmaking. The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy. Johannesburg, Südafrika. 1999.
- [Gud 82] Gudenau, H.-W.; Friedrichs, H.-A.; Wille, H.-J.; Petry, J.: Zum Einschmelzen von Eisenschwamm unter einer Elektrode. Fachberichte Hüttenpraxis Metallverarbeitung. Nr. 11. Vol. 20. 1982. S. 928-93.

- [Gud 83] Gudenau, H.-W.; Petry, J.; Gonzales, R.: Untersuchungen zur verbesserten Energieausnutzung beim Einschmelzen von Eisenschwamm im Elektrolichtbogenofen mit verschiedenen Schlackensystemen. Bundesministerium für Forschung und Technologie. Institut für Eisenhüttenkunde der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen. 1983.
- [Hav 09] Haverkamp, V.: Prädiktive dynamische Lastkontrolle für ein Elektrostahlwerk. Dissertation. Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg. 2009.
- [Hei 97] Heinen, K.: Elektrostahlerzeugung. Verein Deutscher Eisenhüttenleute VDEh. 1997. S. 506-510.
- [Hen 08] Henn, H.; Sinambari, R.; Fallen, M.: Ingenieurakustik. 4. Auflage. Vieweg+Teubner | GWV Fachverlage GmbH. Wiesbaden. 2008.
- [Her 79] Ehrich, O.; Chuang, Y.; Schwerdtfeger, K.: The melting of sponge iron spheres in their own melt. Archiv für das Eisenhüttenwesen. Verlag Stahleisen Düsseldorf. Jahrgang 50. Nr. 8. August 1979. S. 329-334.
- [HöI 11] Hölling, M. et al.: Increase of Energy Efficiency at the ArcelorMittal Hamburg steel plant. METEC InSteelCon. Düsseldorf. 27. Juni - 1. Juli 2011.
- [Hom 00] Homeyer, K.-O.: Automatisierung der Kohlezugabe zur Schaumschlackenbildung im Lichtbogenofen. Dissertation. VDI Verlag Düsseldorf. VDI Reihe 8 Nr. 862. 2000.
- [Hor 02] Hornby-Anderson, S; Metius, G.; McClelland, J.: Future green steelmaking technologies. 60th electric furnace conference proceedings. Iron and Steel Society. San Antonio, Texas. 2002.
- [Hou 78] Houseman, H.: Direct Ironmaking Processes. Refractories and the newer steelmaking processes. Steel Times. April 1978.
- [Jan 10] Jansen, T. et al.: Schallbasierte Schaumschlackendetektion zur Leistungsregelung eines Elektrolichtbogenofens. Stahl und Eisen. Heft 9. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. 2010. S. 53-62.
- [Jan 14] Jansen, T.: Einbindung einer schallbasierten Schaumschlackendetektion in die Leistungs- und Feinkohlerregelung eines Gleichstromlichtbogenofens. Dissertation. VDI Verlag Düsseldorf. VDI Reihe 8 Nr. 1232. 2014.
- [Jan 74] Jansen, H.: Eisenschwamm aus der Direktreduktion - Die Verfahren und der Einsatz im Lichtbogenofen. Union Carbide Europe. Genf. 1974.
- [Jel 94] Jellinghaus, M.: Stahlerzeugung im Lichtbogenofen. Verlag Stahleisen. Düsseldorf. Auflage 3. 1994.
- [Jim 93] Jimbo, I.; Cramb, W.: The density of liquid iron-carbon alloys. Metallurgical Transactions B. Vol.24. Issue 1. Springer Verlag. Berlin Heidelberg. 1993.

- [Joh 11] Johansson, M.; Söderström, M.: Options for the Swedish steel industry - Energy efficiency measures and fuel conversion. Energy 36. Elsevier Verlag Amsterdam, Niederlande. 2011. S. 191-198.
- [Jon 89] Jones, R.: DRI as a raw material for foundry industry. West Indian Journal of Engineering. 1989. S. 175-180.
- [Kal 73] Kalla, U.: Die Reduktion der Eisenerze Teil II: Die Technologie der Verfahren der Direktreduktion. Naturwissenschaften. Springer-Verlag. Jahrgang 60. 1973. S. 421-424.
- [Kann 82] Kaneko, D. et al.: Production of reduced iron by model plant of shaft furnace. Transactions ISIJ. Vol. 22. 1982. S. 88-97.
- [Kip 14] Kipepe, T.; Pan, X.: Importance and Effect of Foaming Slag on Energy Efficiency. World Foundry Congress - Advanced Sustainable Foundry. Bilbao, Spanien. 19-21. Mai 2014.
- [Kir 11] Kirschen, M.; Badr, K.; Pfeifer, H.: Influence of the direct reduced iron on the energy balance of the electric arc furnace in steel industry. Energy 36. 2011. S. 6146-6155.
- [Kle 11] Kleimt, B.; Weinberg, M.; Bongers, J.; Schöring, M.: Dynamic prediction of melt temperature for optimised energy input and temperature control in steelmaking. METEC InSteelCon. Düsseldorf. 27. Juni - 1. Juli 2011.
- [Köc 09] Köchner, H.; Lamp, T.; Fischer, H.: Neue Techniken der kontinuierlichen optischen Temperaturmessung im Stahlwerk. Stahl und Eisen 129. Nr. 3. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. 2009. S. 39-45.
- [Köc 11] Köchner, H.; Lamp, T.; Fischer, H.: Continuous Optical Temperature Measurement for Liquid Steel Temperature Control. METEC InSteelCon. Düsseldorf. 27. Juni – 1. Juli 2011.
- [Kri 05] Krieger, W. et al.: Forschungsarbeiten am Lehrstuhl für Metallurgie der Montanuniversität Leoben. BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte. Heft 11. Springer Vienna. Österreich. 2005.
- [Krü 04] Krüger, K.; Homeyer, K.; Bandusch, L.: Erfassung und Regelung des Schaumschlackenniveaus beim Drehstrom-Lichtbogenofen. Stahl und Eisen. Vol. 124. Nr. 9. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. 2004.
- [Krü 07] Krüger, K.: Anforderungen an eine moderne Elektrodenregelung für Drehstrom-Lichtbogenöfen. Elektrowärme International. Heft 4. Vulkan Verlag GmbH, Essen. Dezember 2007.
- [Krü 98] Krüger, K.: Modellbildung und Regelung der elektrothermischen Energieumsetzung von Lichtbogenöfen. Dissertation. Fortschrittsberichte. VDI Reihe 6. Nr. 382. VDI Verlag Düsseldorf. 1998.

- [Küh 02] Kühn, R.: Untersuchungen zum Energieumsatz in einem Gleichstromlichtbogenofen zur Stahlerzeugung. Dissertation. Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Maschinenwesen. Technische Universität Clausthal. 2002.
- [Lem 94] Lemke, J.: Steuerung der Schaumschlackenfahrweise beim kontinuierlichen Einschmelzen von Eisenschwamm in einem Drehstromlichtbogenofen mit Hilfe der Lichtbogenschallemission. Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen. 1994.
- [Ler 09] Lerch, R.; Sessler, G.; Wolf, D.: Technische Akustik. Springer Verlag Berlin Heidelberg. 2009.
- [Lew 98] Lewis, W.: Review of the status of ductile iron castings from direct reduced iron in Trinidad and Tobago. West Indian Journal of Engineering. Vol. 21 Nr. 1. Juli. 1998.
- [Li 10] Li, G. et al.: A process model for BOF process based on bath mixing degree. International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials. Vol. 17. Nr. 6. Springer Verlag Berlin Heidelberg. Dezember 2010. S. 715-721.
- [Lün 01] Lüngen, H.; Mühlheims, K.; Steffen, R.: Stand der Direktreduktion und Schmelzreduktion von Eisenerzen. Stahl und Eisen 121. Nr. 5. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. 2001.
- [Lün 06] Lüngen, H.; Knop, K.; Steffen, R.: State of the art of the direct reduction and smelting reduction processes. Stahl und Eisen 126. Nr. 7. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. 2006.
- [Mac 11] Machovčák, P.; Teda, J.; Bažan, J.: Prediction of steel temperature during the melting of steel in electric arc furnace using artificial intelligence. Metal 2011. Brno. Czech Republic. 18.-20.5.2011.
- [Mah 77] Mahmoudian, T.; Bosch, H.; Specker, H.: Beurteilung bekannter und Entwicklung neuer Analyseverfahren für Eisenschwamm. Fresenius Zeitschrift für Analytische Chemie 287. Springer-Verlag Heidelberg. 1977. S. 19-27.
- [McQ 76a] McQueen, D.: Sammanställning av hittillsvarande kunskaper om bulleralstring och bullerbekämpning i elektrostålverk. Rapport 76:11. Chalmers Tekniska Högskola. Avdelningen för byggnadsakustik. Göteborg. 1976.
- [McQ 76b] McQueen, D.: Akustiska modeller för ljsusbågsugnen som bullerkälla. Rapport 76:13. Chalmers Tekniska Högskola. Avdelningen för byggnadsakustik. Göteborg. 1976.
- [McQ 77a] McQueen, D.: Gastemperaturstegring i ljsusbågsugnar - matematisk modell. Rapport 77:13. Chalmers Tekniska Högskola. Avdelningen för byggnadsakustik. Göteborg. 1977.

- [McQ 78a] McQueen, D.: Noise from Electric Arc Furnaces I General considerations. Scandinavian Journal of Metallurgy. Vol. 7. 1978. S. 5-10.
- [McQ 78b] McQueen, D.: Noise from Electric Arc Furnaces II Noise generation mechanisms. Scandinavian Journal of Metallurgy. Vol. 7. 1978. S. 223-229.
- [McQ 79] McQueen, D.: Noise from Electric Arc Furnaces III Detailed solutions for two models. Scandinavian Journal of Metallurgy. Vol. 8. 1979. S. 55-63.
- [Mer 06] Meradi, H.; Bouhouche, S.; Lahreche, M.: Prediction of Bath Temperature using Neural Networks. World Academy of Science, Engineering and Technology. Vol. 24. 2006.
- [Mer 93] Meraikib, M.: Effects of Sponge Iron on the Electric Arc Furnace Operation. ISIJ International. Tokyo, Japan. Vol. 33. No. 11. 1993. S. 1174-1181.
- [Mes 08] Mesa, J. et al.: Online estimation of electronic arc furnace tap temperature by using fuzzy neural networks. Engineering Applications of Artificial Intelligence 21. Elsevier Verlag Amsterdam, Niederlande. 2008. S. 1001-1012.
- [Mes 09] Mesa, J. et al.: A smart modeling for the casting temperature prediction in an electric arc furnace. International Journal of Computer Mathematics. Vol. 86. Nr. 7. London. Juli 2009. S. 1182-1193.
- [Mid 10] Midrex Technologies Inc.: World DRI Statistics 2009. Erstes Quartal 2010. URL: metallics.org.uk/e_content/PDF_library/2009-World-Direct-Reduction-Statistics.pdf
- [Mid 15] Midrex Technologies Inc.: World DRI Statistics 2014. Zugriff am 30.06.2015. URL: http://www.midrex.com/assets/user/news/Midrex_Statsbook201411.pdf
- [Mil 08] Millman, M. et al.: Direct observation of the melting process in an EAF with a closed slag door. Archives of metallurgy and materials. Vol 53. Issue 2. 2008. S. 443-468.
- [Mor 02] Morales, R.; Conejo, A.; Rodríguez, H.: Process Dynamics of electric arc furnace during direct reduced iron melting. Metallurgical and materials transactions B. Vol. 33B. April 2002. S. 187-199.
- [Nov 07] Novitskiy, A.: Elektromagnetische Verträglichkeit und Blindleistungskompensation in Elektrostahlwerksnetzen. Habilitation. Universitätsverlag Ilmenau. 2007.
- [Oet 89] Oeters, F.: Metallurgie der Stahlherstellung. Springer Verlag. Berlin. 1989.
- [Oma 05] Omar, A.M.; Appasamy, T.; Memoli, F.: Increased DRI feeding rate for DC EAF. Millennium Steel 2005. S. 71-75.

- [Oma 83] O'Malley, R. J.: The heating and melting of metallic DRI particles in steelmaking slags. Dissertation. Department of Materials Science and Engineering. Massachusetts Institute of Technology. 1983.
- [Ozt 95] Ozturk, B.; Fruehan, R.J.: Effect of Temperature on Slag Foaming. Metallurgical and Materials Transactions B. Volume 26B. October 1995. S. 1086-1088.
- [Pin 15] Pineda-Martínez, E.; Hernández-Bocanegra, C.; Conejo, A.; Ramirez-Argaez, M.: Mathematical Modeling of the melting of sponge iron in a bath of non-reactive molten slag. ISIJ International. Tokyo, Japan. Vol. 55. No. 9. S. 1906-1915. 2015.
- [Pla 16] PlasticsEurope: Weltweite und europäische Produktionsmenge von Kunststoff in den Jahren 1950 bis 2014. Zugriff am 17.03.2016. URL: <http://de.statista.com/statistik/daten/studie/167099/umfrage/weltproduktion-von-Kunststoff-seit-1950/>
- [Pra 96] Prakash, Q.: Reduction and sintering of fluxed iron ore pellets - a comprehensive review. The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy. Johannesburg, Südafrika. 1996.
- [Rad 82] Rademacher, P.: Zum Aufschmelzen von Schrott und Eisenschwamm, Dissertation. Fakultät für Bergbau und Hüttenwesen. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen. 1982. S. 94-99.
- [Rat 03] Rathaba, P.; Craig, I.; Pistorius, P.: Identification of an electric arc furnace model. First African Control Conference. South African Council for Automation and Computation. Cape Town. Südafrika. 3.-5. Dez. 2003.
- [Rig 76] Riguard, M.; Marquis, H.; Dacy, T.: Electric arc furnace steelmaking with prereduced pellets. Ironmaking and Steelmaking Proceedings. Vol. 6. 1976. S. 366-372.
- [Sab 22] Sabine, W.: Collected papers on acoustics. Harvard University Press. Cambridge, England. 1922.
- [Sad 80] Sadrnezhaad, K.; Elliott, J.: The melting rate of DRI pellets in steelmaking slags. Iron and Steel International. Dezember 1980. S. 327-339.
- [Sad 81] Sadrnezhaad, K.: Continuous melting of metalized ore pellets. Iron and Steel International. Dezember 1981. S. 309-314.
- [Sad 90] Sadrnezhaad, K.: Direct reduced iron: an advantageous charge material for induction furnaces. Journal of Engineering. Islamic Republic of Iran. Vol. 3. Mai 1990. S. 37-47.
- [Saf 08] Safonov, V.M.; Smirnov, A.N.: Steel Heating in an Arc Smelting Furnace and a Ladle-Furnace Unit. Steel in Translation. Vol. 38. No. 6. 2008. S. 37-40.

- [San 05] Sandberg, E.: Energy and scrap optimization of electric arc furnaces by statistical analysis of process data. Lizenziat. Luleå University of Technology, Schweden. 2005.
- [San 07] Sandberg, E.; Lennox, B.; Undvall, P.: Scrap management by statistical evaluation of EAF process data. Control Engineering Practice. Vol. 15. Elsevier Verlag Amsterdam, Niederlande. 2007. S. 1063-1075.
- [Sch 95] Schliephake, H.; Röpke, G.; Piotrowski, W.: Einsatz von Eisenschwamm in den Elektrolichtbogenöfen der ISPAT-Hamburger Stahlwerke. Stahl und Eisen. Heft 5/1995. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. Mai 1995.
- [Sea 80] Seaton, E.; Rodríguez, A.; González, M.; Manrique, M.: The Rate of Dissolution of Pro-reduced Iron in Molten Steel. 1st Venezuela-Japan Symposium on Iron and Steelmaking. Mai 1980. Transactions ISIJ. Vol. 23. 1983. S. 14-20.
- [Sei 15] Seidu, S.; Onigbajumo, A.: Development of charge calculation program for target steel in induction furnace. Leonardo Electronic Journal of Practices and Technologies. Technische Universität Klausenburg, Rumänien. Ausgabe 27. Juli-Dezember 2015.
- [Sha 10] Sharifi, E.; Barati, M.; Johnston, M.: Effect of Preheating Temperature on the Melting and Decarburization Behavior of DRI in Steelmaking Slag. AISTech 2010. Pittsburg, Pennsylvania, USA. 3.-6. Mai. 2010.
- [Sie 80] Siemens, W.: Über die Anwendung des dynamoelektrischen Stromes zur Schmelzung schwerflüssiger Stoffe in beträchtlichen Mengen. Elektrotechnische Zeitschrift 1. S. 325-328. 1880.
- [Sta 03] Von Starck, A.; Mühlbauer, A.: Praxishandbuch Thermoprozess-Technik. Band 2. Vulkan-Verlag Essen. 2003.
- [Tho 12] Thomé-Kozmiensky, K.; Goldmann, D.: Recycling und Rohstoffe. TK Verlag Karl Thomé-Kozmiensky. Neuruppin. 2012.
- [Tim 87] Timm, K.; Grigat, R.-R.: Rechnergestützte Prozessbeobachtung des Schmelzvorganges im Lichtbogenofen. Elektrowärme International. Heft 45. B1. Vulkan Verlag GmbH, Essen. Februar 1987.
- [Tou 10] Toulouevski, Y.; Zinurov, I.: Innovation in Electric Arc Furnaces. Springer-Verlag Berlin Heidelberg. 2010.
- [Unb 08] Unbehauen, H.: Regelungstechnik I. Friedr. Vieweg+Teubner Verlag | GWV Fachverlage GmbH. Wiesbaden. 15. Auflage. 2008.
- [Ver 07] Vervenne, I.; Van Reusel, K.; Belmans, R.: Electric Arc Furnace Modelling from a Power Quality Point of View. 9th International Conference on Electrical Power Quality and Utilisation. Barcelona. 9.-11. Oktober 2007.

- [Wor 15] World Steel Association: Steel Statistical Yearbooks 1993 - 2015. Zugriff am 16.03.2015. URL: <http://www.worldsteel.org/statistics/statistics-archive/yearbook-archive.html>
- [Wor 16] World Bureau of Metal Statistics: Produktionsmenge* der wichtigsten NE-Metalle weltweit in den Jahren 2013 und 2014. Zugriff am 17.03.2016. URL: <http://de.statista.com/statistik/daten/studie/323132/umfrage/production-der-wichtigsten-ne-metalle-weltweit/>
- [Wir 15] Wirtschaftsvereinigung Stahl: Fakten zur Stahlindustrie 2015. Zugriff am 17.03.2016. URL: http://www.stahl-online.de/wp-content/uploads/2013/12/201505_Fakten_Stahlindustrie_Deutschland_2015.pdf
- [Wij 87] Van Wijngaarden, M.J.U.T.; Dippenaar, R.J.; Van Den Heever, P.M.: An evaluation of the electrochemical oxygen probes used in steelmaking. The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy. Vol. 87. Nr. 9. September 1987. S. 269-278.

Online-Buchshop für Ingenieure

■■■ **VDI nachrichten**

Online-Shops



**Fachliteratur und mehr -
jetzt bequem online recher-
chieren & 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

VDI nachrichten

BUCHSHOP www.vdi-nachrichten.com/Der-Shop-im-Ueberblick

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 978-3-18-525908-1