

Reihe 20

Rechnerunter-
stützte Verfahren

Nr. 466

Dipl.-Ing. Björn Dittmer,
Nürnberg

Zustandsbasierte Leistungsregelung von Drehstrom- Lichtbogenöfen



Professur für Automatisierungstechnik

*Professur für Prozessdatenverarbeitung
und Systemanalyse*

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

Zustandsbasierte Leistungsregelung von Drehstrom-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. Björn Dittmer

aus Winsen (Luhe)

Hamburg 2017

Tag der mündlichen Prüfung: 23. März 2016

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

Korreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Alexander Fay
Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg
Fakultät für Maschinenbau
Professur für Automatisierungstechnik

Fortschritt-Berichte VDI

Reihe 20

Rechnerunterstützte
Verfahren

Dipl.-Ing. Björn Dittmer,
Nürnberg

Nr. 466

Zustandsbasierte Leistungsregelung von Drehstrom- Lichtbogenöfen



Professur für Automatisierungstechnik

*Professur für Prozessdatenverarbeitung
und Systemanalyse*

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

Dittmer, Björn

Zustandsbasierte Leistungsregelung von Drehstrom-Lichtbogenöfen

Fortschr.-Ber. VDI Reihe 20 Nr. 466. Düsseldorf: VDI Verlag 2017.

130 Seiten, 68 Bilder, 7 Tabellen.

ISBN 978-3-18-346620-7, ISSN 0178-9473,

€ 52,00/VDI-Mitgliederpreis € 46,80.

Für die Dokumentation: Drehstrom-Lichtbogenöfen – Lichtbogen – Leistungsregelung – Zustandsbestimmung – Körperschall – Oberwellen – Modellbildung – Strahlungsleistung – Chargiersignal

Die vorliegende Arbeit befasst sich zum einen mit der Zustandsbestimmung des Schmelzprozesses im Drehstrom-Lichtbogenofen und zum anderen mit der darauf aufbauenden Regelung der elektrischen Leistung. Dazu werden bereits bekannte Methoden wie beispielsweise die Spektralanalyse der Ströme erweitert und um eine Auswertung der Körperschallemissionen ergänzt. Die so erhaltene Information über den Schmelzprozess wird anhand weniger Zustandsvariablen quantifiziert und u.a. auch für ein automatisches Chargiersignal genutzt. Darauf aufbauend wird die beste Arbeitspunktkombination der drei Lichtbögen durch die Leistungsregelung bestimmt. Dazu wird ein neues Modell zur Strahlungsleistung eines Lichtbogens eingeführt und mit bereits vorhandenen Modellen verglichen. Die positiven Ergebnisse des Betriebs der Regelung an Lichtbogenöfen zur Erschmelzung von rostfreiem Edelstahl und von Baustahl zeigen die Wirksamkeit der Zustandsbasierten Leistungsregelung.

Bibliographische Information der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by the Deutsche 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 <http://dnb.ddb.de>.

Dissertation

Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg

© VDI Verlag GmbH · Düsseldorf 2017

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 0178-9473

ISBN 978-3-18-346620-7

Geleitwort der Herausgeber

Die Automatisierungstechnik ist ein komplexes und vielfältiges wissenschaftliches Gebiet. Am Institut für Automatisierungstechnik der Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg wird zum einen die Entwicklung neuer automatisierungstechnischer Methoden vorangetrieben, zum anderen wird die 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 der Professur für Prozessdatenverarbeitung und Systemanalyse am Institut. Insbesondere mit Hilfe mathematischer Modellbildung konnte dabei das Verständnis der Abläufe beim Schmelzprozess formal beschrieben werden und damit die Basis für eine verbesserte Regelung gelegt werden.

Herr Dr. Dittmer hat in seiner Dissertation für mehrere für die Prozessführung des Ofens relevante Zustandsgrößen geeignete Zustandsschätzer entwickelt und darauf aufbauend systematisch eine verbesserte, zustandsbasierte Regelung für den Ofen erarbeitet, welche im industriellen Einsatz im Vergleich zur vorherigen Betriebsweise vorteilhafte Ergebnisse zeigte.

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

Die Inhalte der vorliegenden Arbeit entstanden während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Automatisierungstechnik der Helmut-Schmidt-Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg. Die letztendliche Fertigstellung der Arbeit erfolgte erst nach dieser Zeit.

Mein besonderer Dank gilt an erster Stelle Herrn Prof. Dr.-Ing. Klaus Krüger für das ermöglichen meiner Promotion. Ohne seine fachliche Anleitung und tiefgreifende Expertise über den Lichtbogenofen hätte es die vorliegende Arbeit nicht gegeben. Während der vielen Fachgespräche habe ich ihn dabei auch persönlich stets sehr geschätzt.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Alexander Fay danke ich für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Korreferats. Zudem bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Meywerk für den Vorsitz des Prüfungsausschusses.

Der Firma Siemens AG danke ich für die Finanzierung meiner Arbeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter. Insbesondere gilt dabei mein Dank den Betreuern meiner Tätigkeit Herrn Dr.-Ing. Thomas Matschullat, Herrn Dr. rer. nat. Detlef Rieger und Herrn Arno Döbbeler für die Unterstützung bei der praxisnahen Umsetzung.

Für die Erlaubnis zur Erprobung der Leistungsregelung danke ich der ehemaligen Firma ThyssenKrupp Nirosta GmbH in Bochum. Für die erfahrene Unterstützung der gesamten Belegschaft, vor allem von Herrn Jürgen Höhl und Herrn Dr.-Ing. Helge Mees bedanke ich mich sehr.

Mein Dank gilt zudem Herrn Dr.-Ing. Tobias Jansen und Herrn Dr.-Ing. Vico Haverkamp für die erste Korrektur meiner Arbeit. Neben diesen beiden langjährigen Kollegen an der Professur danke ich auch den weiteren wissenschaftlichen Mitarbeitern die meinen Weg ein Stück weit begleitet haben für die gute Zeit.

Von ganzem Herzen möchte ich darüber hinaus meinen Eltern Inge Dittmer und Klaus Dittmer danken, die mich stets liebevoll unterstützt haben. Ohne euch wäre all dies nicht möglich gewesen.

Zu guter Letzt möchte ich meiner geliebten Ehefrau Danijela Stefanović-Dittmer für ihre Liebe, ihren Zuspruch und für ihre Geduld danken.

Nürnberg, im November 2016

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	VI
Symbolverzeichnis	VII
1 Einleitung	1
1.1 Der Lichtbogenofen	2
1.2 Herausforderungen	4
1.3 Aufgabenstellung und Aufbau der Arbeit.....	5
2 Technik des Drehstrom-Lichtbogenofens	7
2.1 Stand der Technik Drehstrom-Lichtbogenofen.....	7
2.2 Elektrische Ersatzschaltbilder.....	11
2.3 Regelungstechnische Systemanalyse.....	17
2.4 Leistungsumsetzung im Wechselstrom-Lichtbogen	23
2.5 Verifikation und Modellgenauigkeit.....	27
3 Zustandsbeobachtung am Drehstrom-Lichtbogenofen	37
3.1 Fuzzy-basierte Auswertung des thermischen Zustands.....	37
3.2 Elektrische Signale im Prozessverlauf	43
3.3 Körperschallmessungen.....	65
4 Zustandsbasierte Leistungsregelung	88
4.1 Struktur der zustandsbasierten Leistungsregelung	88
4.2 Regelung der elektrischen Leistung	91
4.3 Regelung der Strahlungsleistung der Lichtbögen.....	95
5 Betriebsergebnisse	104
6 Zusammenfassung und Ausblick	106
7 Literaturverzeichnis	109
Veröffentlichungen des Verfassers	118

Abkürzungsverzeichnis

AC-EAF	Alternating Current Electric Arc Furnace (Drehstrom-Lichtbogenofen)
DC-EAF	Direct Current Electric Arc Furnace (Gleichstrom-Lichtbogenofen)
LF	Ladle Furnace (Pfannenofen)
LZI	Linear zeitinvariant
SPLC	Smart Predictive Line Controller
SVC	Static VAR Compensator (statischer Blindleistungskompensator)
TCR	Thyristor Controlled Reactor (thyristorgesteuerte Drossel)
TRIP	Transformation Induced Plasticity (umwandlungsbewirkte Plastizität)

Symbolverzeichnis

a	Regressionskoeffizient 1. Ordnung Reaktanzmodell nach Köhle
A_h	Signal-Rausch-Abstand der Oberwelle h
A_m	Mittlerer Signal-Rausch-Abstand Körperschall
b	Regressionskoeffizient 2. Ordnung Reaktanzmodell nach Köhle
B_{Av}	Chargiersignal auf Basis Körperschall
B_{qi}	Chargiersignale auf Basis Strangströme
c_p	Spezifische Wärmekapazität Kühlwasser
C_S	Relativer Anteil kalten Schrotts am Fußpunkt eines Lichtbogens
d	Abstand Mitte Lichtbogensäule und Ofenwand
D_n	Normierte Verzerrungsleistung
D_{q1}	Spektrale Signalleistung Zwischenharmonische quadrierter Strom
D_{q2}	Spektrale Signalleistung Oberwellen quadrierter Strom
f_A	Abtastfrequenz
g	Grundswingungsgehalt des Stroms
G_v	Wandabschirmung
h	Ordnungszahl Oberwelle
I, i	Strangstrom
$I_{50\text{ Hz}}$	Effektivwert Grundswingung Strom
I_{eff}	Effektivwert Strom
k	Laufende Variable Strang
L_{ak}	Schalldruckpegel
L_{HS}	Induktivität Hochstromsystem
\dot{m}	Massenstrom Kühlwasser
N	Anzahl Stützstellen
n	Diskrete Stützstelle
N_D	Stellung Drosselstufenschalter
$N_{D,d}$	Berechnete Veränderungsvorgabe des Drosselstufenschalters
$N_{D,F}$	Sollwertvorgabe Fahrtdiagramm für Drosselstufenschalter
N_{OT}	Stellung Stufenschalter Ofentransformator
$N_{OT,d}$	Berechnete Veränderungsvorgabe des Ofentransformators
$N_{OT,F}$	Sollwertvorgabe Fahrtdiagramm für Ofentransformator
o	Laufvariable Wandelement
P	Wirkleistung
p	Diskrete Frequenzstützstelle
$P_{ak,0}$	Bezugsschalldruck
P_{ak}	Schallleistung

p_{ak}	Schalldruck
$p_{ak,eff}$	Effektivwert Schalldruck
P_{Sm}	Mittlere Signalleistung
Q_{Ist}	Aktuelle Vorlaufmenge
Q_{max}	Normierungsfaktor Abweichung Vorlaufmenge
Q_{Soll}	Sollwert Vorlaufmenge
R_{AT}	Resistanz Abspanntransformator
R_D	Resistanz Drossel
R_{HS}	Resistanz Hochstromsystem
r_K	Radius des Kathodenflecks
R_{LB}	Resistanz Lichtbogen
R_{OT}	Resistanz Ofentransformator
R_{TCR}	Resistanz TCR-System
S	Scheinleistung
S_{ak}	Abschätzung Schalldruck Lichtbögen
S_i	Leistungsdichtespektrum des Stroms
S_n	Normiertes Leistungsdichtespektrum
S_q	Leistungsdichtespektrum des quadrierten Stroms
T_{aus}	Ausgangstemperatur Kühlwasser
T_{ein}	Eingangstemperatur Kühlwasser
\dot{U}_{AT}	Übertragungsfaktor Abspanntransformator
U_{LB}	Lichtbogenspannung
U_M	Gemessene Strangspannung
U_{N1}	Primärseitige Nennspannung Ofentransformator
U_{N2}	Sekundärseitige Nennspannung Ofentransformator
\dot{U}_{OT}	Übertragungsfaktor Ofentransformator
U_{VN}	Spannungsquelle Versorgungsnetz
v	Körperschall
W_{CS}	Gewichtungsfaktor kalter Schrott
$W_{h,A}$	Gewichtungsfaktor Signal-Rausch-Abstand der Oberwellen h
$W_{h,k}$	Gewichtungsfaktor Wandabschirmung der Oberwellen h
$W_{k,o}$	Gewichtungsfaktor Wandelementzuordnung
X_{AT}	Reaktanz Abspanntransformator
X_D	Reaktanz Drossel
X_{FC}	Kapazitive Reaktanz Filterkreise
X_{HS}	Reaktanz Hochstromsystem
X_{LB}	Reaktanz Lichtbogen
X_{OT}	Reaktanz Ofentransformator
X_{sc}	Kurzschlussreaktanz

X_{TCR}	Reaktanz TCR-System
X_{VN}	Reaktanz Versorgungsnetz
Z_{instabil}	Stabilitätsgrenze des Lichtbogens als Impedanz
Z_{sc}	Kurzschlussimpedanz
Z_{Soll}	Impedanz-Sollwert
$Z_{\text{Soll,d}}$	Berechnete Veränderungsvorgabe des Impedanz-Sollwertes
$Z_{\text{Soll,F}}$	Vorgabe Impedanz-Sollwert aus Fahrdiagramm
α	Sperrbereich zu Oberwellen
β	Anpassungsfaktor Wandabschirmung
γ	Normiertes Verhältnis spektraler Anteile
ΔQ	Normierte Abweichung der Vorlaufmenge
$\Delta Q_{k,\text{max}}$	Maximaler Rückgang Vorlaufmenge im Bereich des Strangs k
$\Delta Q_{k,V}$	Vergangenheit Rückgang Vorlaufmenge
λ	Exponent Vorverarbeitung Strangströme
μ_0	Magnetische Feldkonstante
ν	Normierungsfaktor mittlerer Signal-Rausch-Abstand
σ	Minimaler mittlerer Signal-Rausch-Abstand
Φ_{LB}	Durch den Lichtbogen emittierte Strahlungsleistung
$\Phi_{\text{LB,d}}$	Berechnete Veränderungsvorgabe der Strahlungsleistung
$\Phi_{\text{LB,sp}}$	Strahlungsleistung pro Fläche im Abstand d zum Lichtbogen

*„Wer will was Lebendig's erkennen und beschreiben,
Sucht erst den Geist heraus zu treiben,
Dann hat er die Teile in seiner Hand,
Fehlt, leider! nur das geistige Band.“*

Faust. Eine Tragödie. von Johann Wolfgang von Goethe

1 Einleitung

Stahl ist und bleibt einer der wichtigsten Werkstoffe. Die Fülle an vorhandenen Stahlsorten lässt erkennen welchen großen Einsatzbereich Stahl hat. Anhand seiner Eigenschaften in Bezug auf Härte, Duktilität, Korrosionsbeständigkeit und Temperaturfestigkeit werden Stahlsorten für die unterschiedlichsten Verwendungszwecke ausgewählt, für eine Übersicht siehe [Wegst 13] und [Verhoeven 13]. Sie zeichnen sich insbesondere auch durch ihre Bearbeitbarkeit aus, beispielsweise durch Drehen, Fräsen, Schmieden, Walzen oder auch Schweißen. Die Weiterentwicklung der verfügbaren Stahlsorten ermöglicht technologische Fortschritte in den unterschiedlichsten Branchen wie dem Transformatorbau oder dem Fahrzeugbau. Beispielsweise ermöglichen Stähle mit umwandlungsbewirkter Plastizität (engl.: Transformation Induced Plasticity, TRIP) eine Reduzierung des Fahrzeuggewichts bei gleichzeitig verbesserter Energieaufnahme im Falle eines Verkehrsunfalls [Frommeyer 03]. Dabei ist Stahl im Gegensatz zu einigen anderen Werkstoffen nahezu vollständig und mehrfach recyclingfähig. In Anbetracht der aufeinander folgenden Lebenszyklen kann Stahl durchaus als ein ressourcenschonender Werkstoff bezeichnet werden.

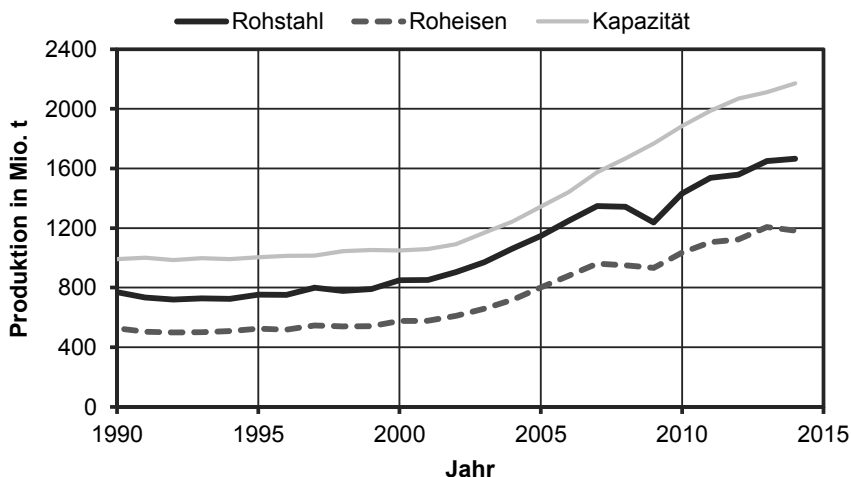


Bild 1.1: Entwicklung der Rohstahlproduktion seit dem Jahr 1990 [WSA 14]

Stahl wird heutzutage im Wesentlichen durch zwei unterschiedliche Verfahrensrouten hergestellt. Auf der einen Seite gibt es das Oxygenstahlverfahren an dessen Anfang die Erzeugung von Roheisen im Hochofen durch den Einsatz von Eisenerz und Koks steht. Der hohe Kohlenstoffanteil im so erzeugten Roheisen wird anschließend durch Oxidation mit Sauerstoff verringert. Heute wird dies üblicherweise durch Aufblasen mit Sauerstoff im Linz-Donawitz-Verfahren erreicht. Auf der anderen Seite

existiert das Elektrostahlverfahren, bei dem das Einsatzgut hauptsächlich durch elektrische Energie geschmolzen wird. Der Großteil des so erzeugten Stahls wird durch den Einsatz von Lichtbogenöfen erschmolzen. Daneben existieren weitere Aggregate wie Induktionsöfen und Plasmaöfen in denen jedoch nur geringe Mengen an Stahl hergestellt werden. Das Haupteinsatzmaterial im Lichtbogenofen ist Stahlschrott, in einigen Fällen wird auch direkt reduziertes Eisen eingesetzt, selten auch flüssiges Roheisen. Für eine weiterführende Übersicht sei hier auf [Heinen 97] verwiesen.

Die weltweite Stahlproduktion hat sich seit dem Jahr 2000 übermäßig erhöht, siehe **Bild 1.1** welches Daten aus [WSA 14], [WSA 15] und [WVS 13] zeigt. Wurden in den 1990er Jahren noch durchschnittlich 755 Mio. t pro Jahr hergestellt, so ist die Welt-Rohstahlproduktion mit 1.649 Mio. t im Jahr 2013 um insgesamt 118,5 % angestiegen. Die bisher verfügbaren Zahlen für das Jahr 2014 zeigen eine ähnlich hohe Produktion mit 1.665 Mio. t [WSA 15]. Die Welt-Roheisenproduktion ist im gleichen Zeitraum mit 131,7 % übermäßig stark angestiegen, wesentlich bestimmt durch die Produktion im Hochofen.

In gleichem Maße hat sich die Produktionskapazität an Rohstahl weltweit seit den 1990er Jahren mehr als verdoppelt, für 2014 werden hier ca. 2.170 Mio. t angegeben [WSA 15]. Anhand von Bild 1.1 ist erkennbar, dass die Produktionskapazität gegenüber der tatsächlichen Produktion in den letzten Jahren stärker gestiegen ist. Die momentane Lage auf dem Stahlmarkt ist daher von Überkapazitäten geprägt. Die Kapazitätsauslastung von ca. 77 % nach der Finanzkrise im Jahr 2009 ist im Vergleich zu den 1990er Jahren zwar leicht höher, die wirtschaftlichen Auswirkungen sind mit über 500 Mio. t Überkapazität jedoch ungleich schwerwiegender.

Dies betrifft insbesondere die Länder, welche in den letzten Jahren ihre Kapazität stark erhöht haben. Vor allem hat China seine Produktionskapazität von ca. 100 Mio. t Rohstahl Mitte der 1990er Jahre auf 921 Mio. t im Jahr 2012 gesteigert [WVS 13]. Damit hat China im Jahr 2014 bereits einen Anteil von 49,4 % der Welt-Rohstahlproduktion erreicht [WSA 15]. Dieser Anstieg ist hauptsächlich durch den eigenen Stahlverbrauch in China entstanden. Darüber hinaus ist China innerhalb der letzten 10 Jahre jedoch auch von einem Netto-Importland zu einem der größten Exportländer für Stahl geworden [WSA 15]. In diesem Zusammenhang sei erwähnt, dass beim Neubau von Stahlwerken neben wirtschaftlichen Interessen oftmals auch politische Interessen im Vordergrund stehen. Die Entstehung von Arbeitsplätzen und die Entwicklung von Industrie sind einige der politischen Ziele, welche unter Umständen zu Überkapazitäten führen können, siehe hierzu auch [Otzen 13]. Die Überproduktion betrifft jedoch auch einzelne Marktsegmente wie z. B. den Edelstahlsektor.

1.1 Der Lichtbogenofen

Die Idee Stahl mittels eines elektrischen Lichtbogens zu schmelzen wurde bereits 1880 durch Carl Wilhelm Siemens veröffentlicht [Siemens 80]. Aufgrund der damals üblichen Stromversorgung mit Gleichspannung handelte es sich dabei um einen mit Gleichstrom betriebenen Lichtbogenofen. Mit Umstellung der Versorgungsnetze auf Wechselspannung wurde diese ursprüngliche Bauform zunächst verworfen und

durch den Drehstrom-Lichtbogenofen (engl.: Alternating Current Electric Arc Furnace, AC-EAF) ersetzt.

Der durch das Elektrostahlverfahren hergestellte Anteil an der Weltrohstahlproduktion ist im Verlauf der letzten Jahrzehnte beständig gestiegen und wird im Jahr 2012 mit 29,3 % angegeben, siehe [VDEh 13]. Der überwiegende Teil des so hergestellten Stahls wird heutzutage in AC-EAFs erschmolzen. Neben dieser Grundform wurde in den 1980er Jahren der Gleichstrom-Lichtbogenofen (engl.: Direct Current Electric Arc Furnace, DC-EAF) als zweite Grundform eingeführt, siehe u.a. [Heinen 97]. Die beiden genannten Grundarten unterscheiden sich wesentlich in der Bauart und der elektrischen Energieversorgung. Die vorliegende Arbeit beschränkt sich auf AC-EAFs. Eine Übertragung der Ergebnisse auf einen DC-EAF ist nur begrenzt möglich und ist nicht Teil dieser Arbeit.

Der dauerhaft steigende Anteil des Elektrostahlverfahrens an der Weltrohstahlproduktion ist bis zum Jahr 2000 teilweise durch die Verdrängung des Siemens-Martin-Ofens zu erklären. Darüber hinaus ist diese Entwicklung durch das sich fortlaufend erhöhende Schrottaufkommen begünstigt. Je nach Einsatzart des Stahls variiert die Zeitspanne bis der eingesetzte Stahl in Form von Schrott dem Rohstoffkreislauf wieder zugefügt wird. Im Falle von Investitionsgütern kann diese mehrere Jahrzehnte betragen, während Konsumgüter schneller wieder dem Rohstoffkreislauf zugeführt werden. Auch in Folge der stetig sinkenden Produktzykluszeiten wird der eingesetzte Stahl immer schneller der Wiederverwertung zugeführt. Dem Elektrostahlverfahren als anteilig größtem Abnehmer des Stahlschrottaufkommens kommt dabei eine besondere Bedeutung in diesem Wertstoffkreislauf zu. In Kombination mit dem starken Wachstum der Stahlabsatzmärkte in den Schwellenländern ist von einer zunehmenden Produktion an Elektrostahl auszugehen, siehe auch [Auer 12].

Im Vergleich zu einem integrierten Hüttenwerk hat das Elektrostahlverfahren einen geringeren Energiebedarf zur Erschmelzung einer Tonne flüssigen Stahls. Da der eingesetzte Schrott meist nur oberflächlich korrodiert ist, kann entsprechend viel Energie zur Reduktion oxidierten Eisens eingespart werden, siehe [Schulz 01]. Insbesondere für rostfreie Stähle, deren Legierungsmittel äußerst energieintensiv gewonnen werden müssen, ergeben sich durch das Recycling große Energieeinsparungen. So konnte für austenitische Stähle gezeigt werden, dass beim Recycling lediglich ein Drittel der Energie gegenüber einer Herstellung ohne legierten Schrotteinsatz [Johnson 08] benötigt wird. Neben diesem, dem Verfahren immanenten Vorteil, gibt es eine ganze Reihe struktureller Vorteile der Elektrostahlwerke gegenüber einem integrierten Hüttenwerk. Die lokale Schrottverfügbarkeit am Standort und eine gute Anbindung an lokale Absatzmärkte sind hier ebenso zu nennen wie eine größere Flexibilität, um auf die momentane Marktsituation zu reagieren. Im Gegensatz zur Prozessroute Hochofen kann ein Elektrostahlwerk bei sinkender Nachfrage kurzfristig die Produktion einstellen. Dies zeigt sich beispielsweise in den Krisenjahren um 2008, siehe Bild 1.1.

Ungeachtet dessen hängt die Wirtschaftlichkeit eines Elektrostahlwerks wesentlich von den erzielbaren Marktpreisen der herstellbaren Stahlgütern ab. Ein Produktionswechsel auf eine andere Güte ist je nach Art und Ausstattung des Stahlwerks be-

grenzt möglich. Ein weiterer Handlungsspielraum zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit besteht bei den Rohstoff- und Energiepreisen. Hier gibt es vielfältige Möglichkeiten durch geschickte Betriebsführung und technologisches Wissen Einsparpotenzial zu erschließen. Durch die verfügbaren Schrottqualitäten sind dem Elektrostahlverfahren jedoch Grenzen gesetzt. Da es metallurgisch nicht möglich ist edlere Elemente aus dem flüssigen Stahl zu entfernen, ist es u.a. für Kupfer und Nickel nicht möglich jede Analysenvorschrift einzuhalten. Eine Stahlherstellung über die Roheisenroute ist trotz einiger Vorteile des Elektrostahlverfahrens unverzichtbar.

1.2 Herausforderungen

Aufgrund der weltweiten Überkapazität in der Stahlherstellung besteht ein großer Druck für alle Stahlhersteller die Herstellungskosten weiter zu senken, siehe [Scharni 13]. Darüber hinaus gibt es steigende Anforderungen die Stahlwerksemission zu senken. Zum einen die Emission von Schadstoffen wie Dioxinen oder auch Feinstaub, siehe u.a. [Heinen 97] und [Pistelli 12]. Zum anderen sind Stahlwerke, insbesondere in der EU, gezwungen ihren CO₂-Ausstoß zu verringern [Ameling 11], siehe auch [BMW 12] für eine Darstellung der Klimaziele am Beispiel von Deutschland. Der Handel mit CO₂-Zertifikaten ist für Elektrostahlwerke in diesem Zusammenhang zunehmend von Bedeutung und wird in Zukunft eine treibende Kraft darstellen die CO₂-Emissionen zu senken [Grosse 11].

Die zunehmende Vernetzung der separaten Anlagenteile in einem Stahlwerk ermöglicht bereits heute transparente und effizientere Produktionsabläufe. Eine darüber hinausgehende Flexibilisierung der starren Material- und Informationsflüsse im Sinne von Industrie 4.0 wird für die eingesetzte Automatisierungstechnik eine der kommenden Herausforderungen sein [Fay 14]. Weiterhin entstehen durch den Atomkraftanstieg eine Reihe von Schwierigkeiten für die Elektrostahlwerke in Deutschland, insbesondere aufgrund der zu erwartenden, stark schwankenden Einspeisung in das Energieversorgungsnetz durch die sogenannten erneuerbaren Energien, siehe [Bandusch 12]. Welche Auswirkung dies in letzter Konsequenz auf den Betrieb eines Lichtbogenofens haben wird ist noch offen.

Der Hauptenergieverbraucher in einem Elektrostahlwerk ist i.d.R. der Lichtbogenofen. Ein Großteil der Verarbeitungskosten entfällt auf den Bezug elektrischer Energie dieses Aggregats. Während dieser Anteil im Jahr 1981 mit 24 % beziffert [Ameling 81] wird, beträgt er im Jahr 1995 bereits ca. 33 % [Heinen 97]. Aufgrund steigender Energiepreise ist dieser Anteil bis zum Jahr 2012 noch leicht weiter angestiegen auf ca. 37 % [Auer 12]. Durch Prozessverbesserungen am AC-EAF können große Effekte bei der Energieeinsparung und Kostensenkung erreicht werden. Eine Reduzierung der benötigten elektrischen Energie zum Erschmelzen des Stahls steht daher besonders im Fokus.

Viele Möglichkeiten zur Energieeinsparung ergeben sich durch die Konstruktion des AC-EAFs an sich. So haben sich unterschiedliche Bauformen des AC-EAF entwickelt, die jeweils spezielle Vorteile aber auch Nachteile haben, siehe hierzu u.a. [Heinen 97] und [Schulz 01]. Weitere Möglichkeiten zur Energieeinsparung ergeben sich durch Schrottvorwärmung, den Einsatz von Brennern, Energierückgewinnung im

Abgas oder auch durch den Einsatz von Schaumslagge. Diese Themen werden im Folgenden jedoch nur am Rande behandelt.

Bedingt durch die hohen Temperaturen des flüssigen Stahls von über 1500 °C ist eine niedrige Chargenzeit aufgrund der hohen Abwärmeverluste zu gewährleisten. Dies kann vor allem durch eine Erhöhung der Anschlussleistung erfolgen, um in kurzer Zeit möglichst viel elektrische Energie umzusetzen. Die technologischen Fortschritte im Bereich des Ofenbaus und der Prozesskontrolle ermöglichen heutzutage bereits eine Nennleistung des Ofentransformators von bis zu 300 MVA [Sellan 09]. Der generelle Trend der eingesetzten Transformatorleistung der vergangenen Jahrzehnte ist in **Bild 1.2** dargestellt. Ob sich der Einsatz eines 300 MVA Transformators etabliert ist noch nicht beantwortet. Es ist aber davon auszugehen, dass die Entwicklung der Nennleistung der Ofentransformatoren nicht weiter exponentiell ansteigt.

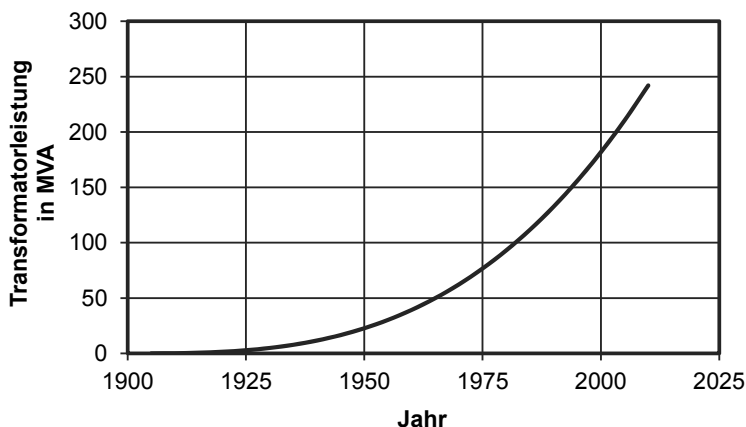


Bild 1.2: Trend der Nennleistung von Lichtbogenöfen [Dittmer 09b]

Mit zunehmender Nennleistung der Ofentransformatoren steigt auch das Risiko erhöhten Verschleißes des Ofengefäßes durch die resultierenden Lichtbogenlängen und Lichtbogenleistungen an. Diese Herausforderung kann durch eine intelligente Prozessführung bewältigt werden. Als wesentlicher Punkt ist hier die Umsetzung der elektrischen Leistung des Lichtbogens in den Schrott bzw. das Stahlbad zu nennen. Die vorliegende Arbeit ist in diesem Zusammenhang entstanden.

1.3 Aufgabenstellung und Aufbau der Arbeit

Die in den AC-EAF eingebrachte elektrische Leistung wird durch Lichtbögen in Wärme umgewandelt. Der Wärmetransport ist dabei durch eine Reihe von Mechanismen bestimmt, die sich teilweise verändern lassen, um den Energieeintrag in das Schmelzgut je nach Prozessabschnitt positiv zu beeinflussen. Zu diesem Zweck wird der AC-EAF mit einer Abfolge von Arbeitspunkten betrieben, die zumeist statisch in einem Fahrdiagramm hinterlegt sind. Aus Sicht der Regelungstechnik handelt es sich

dabei um eine übergeordnete Ablaufsteuerung von Arbeitspunkten. Diese beinhalten insbesondere auch eine Sollwertvorgabe an die Elektrodenregelung, welche zur Einhaltung des elektrischen Arbeitspunktes benötigt wird. Eine Anpassung des Arbeitspunktes obliegt in diesem Fall dem subjektiven Verhalten des Bedienpersonals.

Darüber hinaus ist eine automatisierte Auswertung des Ofenzustandes bereits Stand der Technik, welche im Wesentlichen auf einer Auswertung der Wärmeverluste und einer Spektralanalyse der elektrischen Größen beruht. Auf dieser Basis kann eine übergeordnete Leistungsregelung mit geschlossenem Regelkreis aufgesetzt werden, welche die Arbeitspunktvorgabe dynamisch an den Prozessverlauf anpasst. Die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit ist in diesem Zusammenhang entstanden und beinhaltet die Erweiterung der bekannten Methoden zur Zustandsbestimmung im Ofengefäß. Zum anderen ist das Erstellen und Testen einer darauf aufbauenden, übergeordneten Leistungsregelung ein wesentliches Ziel dieser Arbeit.

Als Ausgangspunkt dient die bereits bekannte Methodik der Körperschallauswertung am Lichtbogenofen zur Automatisierung der Kohleinjektion für die Schaum Schlackenfahrrweise. Bereits vor Beginn dieser Arbeit sind hier die Konzepte der Zustandsbestimmung anhand einer Wandabschirmung durch das Schrotthaufwerk, sowie anhand des Kalschrottanteils am Lichtbogenfußpunkt entstanden. Im Anschluss an die Darstellung der Grundlagen der Technik des Drehstrom-Lichtbogenofens in Kapitel 2 beginnt eine nähere Ausarbeitung dieser Signale. Neben der Wandabschirmung wird hier ein zweites Signal eingeführt, welches den optimalen Chargierzeitpunkt für einen nachfolgenden Schrottkorb anhand der Körperschallemissionen des Ofengefäßes bestimmt. Zusammen mit dieser neu erarbeiteten Methode und einer Auswertung des thermischen Zustands im Ofengefäß wird so eine umfassende Zustandsbeobachtung in Kapitel 3 vorgestellt.

Eine zustandsbezogene, übergeordnete Regelung der Leistungsumsetzung im Drehstrom-Lichtbogenofen wird darauf aufbauend als zweiter Schwerpunkt der Arbeit in Kapitel 4 vorgestellt. Dazu wird zunächst auf die generelle Struktur der Regelung eingegangen, um anschließend die einzelnen Teile der Regelung vorzustellen. Der Fokus liegt hier insbesondere auch auf der asymmetrischen Regelung der Strahlungsleistung der drei Lichtbögen unabhängig voneinander. Ein wesentlicher Grundstein hierfür wird bereits mit der modelltheoretischen Untersuchung verschiedener Modelle zur Strahlungsleistung von Lichtbögen in Kapitel 2.5 gelegt.

Die Methoden der Zustandsbeobachtung sowie die Leistungsregelung an sich werden an zwei verschiedenen Lichtbogenöfen getestet. Dies beinhaltet sowohl die Verifikation und Interpretation der einzelnen Methoden zur Zustandsbestimmung als auch den aktiven Test der Leistungsregelung in der Praxis. Die Auswertung und Interpretation der erzielten Betriebsergebnisse der zustandsbezogenen Leistungsregelung ist in Kapitel 5 gegeben. Im Anschluss daran folgen eine Zusammenfassung der Ergebnisse sowie ein Ausblick auf offene Punkte im Zusammenhang der vorgestellten Themen.

2 Technik des Drehstrom-Lichtbogenofens

In diesem Kapitel werden die Grundlagen für eine zustandsbasierte Leistungsregelung beschrieben. Dazu wird in Kapitel 2.1 auf den Stand der Technik des AC-EAF im Allgemeinen eingegangen um im darauf folgenden Kapitel die zugehörigen elektrischen Ersatzschaltbilder näher zu beschreiben. Durch eine regelungstechnische Systemanalyse des AC-EAF wird in Kapitel 2.3 die Grundlage für eine Leistungsregelung gelegt. Im Anschluss daran wird nochmals gesondert auf die Energieumsetzung im Wechselstrom-Lichtbogen eingegangen um den Durchgriff der einzelnen Stellgrößen auf das System Lichtbogenofen zu erläutern. Dazu wird ein neu entwickeltes Modell der Strahlungsleistung eines Lichtbogens eingeführt und mit bereits existierenden, empirischen Modellen verglichen.

2.1 Stand der Technik Drehstrom-Lichtbogenofen

Die Anlagentechnik der AC-EAF wurde seit Einführung der ersten Idee im Jahre 1880 [Siemens 80] beständig weiter entwickelt. Im Folgenden soll ein Überblick über den aktuellen Stand der Technik auf diesem Gebiet gegeben werden. Dabei liegt der Fokus auf denjenigen Anlagenteilen, die in direktem Zusammenhang mit der hier vorliegenden Arbeit stehen. Es wird auf eine umfassendere Darstellung der gesamten Technik des AC-EAF verzichtet, dafür sollte die einschlägig bekannte Literatur herangezogen werden, siehe u.a. [Bowman 09], [Heinen 97] und [Jellinghaus 94]. Die nachfolgenden Kapitel beschränken sich zudem auf einen konventionellen AC-EAF. Ein Überblick der weiteren Bauformen wird beispielsweise in [Heinen 97] und [Schulz 01] gegeben.

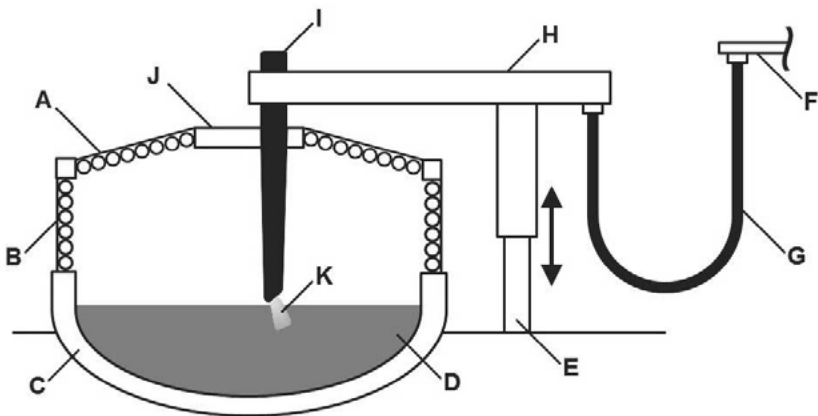


Bild 2.1: Vereinfachte Schnittezeichnung des Aufbaus eines AC-EAF mit nur einem dargestellten Strang des Hochstromsystems

Ein konventioneller Lichtbogenofen besteht im Wesentlichen aus einem wassergekühlten Deckel (A), wassergekühlten Wandelementen (B) und einem mit Feuerfestmaterial ausgekleideten Bodengefäß (C), welches zur Aufnahme des geschmolzenen Stahlbades (D) dient, siehe **Bild 2.1**. Des Weiteren wird ein hydraulisch bewegter Mast als Aktuator (E) für den beweglichen Teil des Hochstromsystems (G,H,I) eingesetzt. Die elektrische Energieversorgung erfolgt ab Sekundäranschluss des Ofentransformators i.d.R. über ein Kupferschienensystem (F) bis außerhalb des Transformatorgebäudes. Über wassergekühlte Hochstromkabel (G) werden die stromführenden Tragarme (H) angeschlossen, welche mit den Graphitelektroden (I) zusammen den beweglichen Teil der Stromversorgung bilden. Die Elektroden werden durch ein feuerfest ausgemauertes Deckelherz (J) in den Ofen geführt. Die elektrische Energie wird in einem Wechselstrom-Lichtbogen (K) umgesetzt, welcher zwischen der Graphitelektrode und dem Einsatzmaterial bzw. flüssigem Stahlbad brennt. Zur einfacheren Darstellung zeigt Bild 2.1 nur einen Strang des Hochstromsystems, d.h. jeweils nur eine Elektrode, ein Tragarm usw. Tatsächlich brennen im AC-EAF jedoch drei Lichtbögen welche jeweils durch einen eigenen Strang gespeist werden. Nicht dargestellte wesentliche Teile eines Lichtbogenofens sind u.a. das Hydrauliksystem zum Heben des Deckelwerks, das Abstichsystem, die Schlackentür, der Abgaskrümmer sowie Brenner und Lanzen.

Der Aufbau eines Lichtbogenofens mit wassergekühlten Wandelementen ist einer der wesentlichen Meilensteine in der Geschichte der Elektrostahlherstellung. Seit Mitte der 1970er Jahre wird diese Bauweise verwendet um der hohen Energiedichte im Ofengefäß entgegenzuwirken [Ameling 00]. Diese Bauweise ersetzt den vollständig mit Feuerfestmaterial ausgemauerten Ofen und senkt so den Feuerfestverbrauch um bis zu 50 % [Heinen 97]. Einhergehend mit der so ermöglichten höheren Leistungseinbringung mit langen Lichtbögen ist eine erhebliche Verkürzung der Stromlaufzeit möglich. Infolgedessen sinken die Abwärmeverluste sowie der gesamte Energie- und Elektrodenverbrauch.

Die Kühlung der Wandelemente kann als Zwangsumlaufkühlung oder auch als Spritzwasserkühlung aufgebaut sein. In beiden Fällen ist es unter allen Umständen zu vermeiden, dass Wasser in den Ofen gelangen kann. Dies kann in einer explosionsartigen Verdampfung die Schmelze aus dem Ofen treiben und stellt damit ein erhebliches Sicherheitsrisiko dar. Eine kleine Leckage, die zu einem leichten Besprühen des flüssigen Schmelzbades führt, ist zwar unerwünscht, jedoch nicht kritisch und kann nach Abstich repariert werden.

Bei einer Spritzwasserkühlung ist der obere Teil des Ofengefäßes doppelwandig und geschlossen ausgeführt. Durch Besprühen wird die innere Ofenwand gekühlt. Durch Abwasserkanäle fließt das Spritzwasser nach unten hin ab. Die innere Ofenwand wird aus massiven Stahlplatten zusammengeschweißt und wasserdicht ausgeführt, siehe u.a. [Smith 12]. Demgegenüber werden Zwangsumlaufkühlungen eingesetzt, welche konstruktiv als einzelne Wandelemente meist in Rohr-an-Rohr-Konstruktion ausgeführt sind, schematisch in Bild 2.1 angedeutet. Mittels einer Pumpe wird eine Umwälzung des Kühlwassers durch die Rohre erzwungen. Die einzelnen Wandelemente variieren in Größe und Form und werden in eine vorhandene Oberkonstruktion

montiert um ein geschlossenes Ofengefäßes im oberen Teil zu erhalten, siehe **Bild 2.2**. Für ein praktisches Beispiel des Wandaufbaus sei hier auf [Brod 89] verwiesen. Um Schlackenabackungen zu begünstigen, werden an der Innenseite häufig Stifte oder Rohrenden angeschweißt. Diese Schicht wirkt als thermische Isolation und begünstigt damit den Ofenbetrieb [Heinen 97]. Einige Wandpaneele sind besonders hoher Wärmebeaufschlagung durch die Lichtbögen, installierte Brenner oder Sauerstofflanzen ausgesetzt. Insbesondere der Abstand zwischen Wandelement und den Elektroden ist hier ein wichtiger Faktor. Da sich die Lichtbögen durch magnetische Blasung zusätzlich in Richtung Ofenwand bewegen [Bowman 09], sind einige Paneele besonders anfällig für eine Wärmebeaufschlagung durch einen Lichtbogen, die sogenannten Hot-Spots-Bereiche des AC-EAF. Als wirksame Gegenmaßnahme kann die Durchlaufmenge an Wasser an den Hot-Spots erhöht werden, um so eine höhere Wärmelast abzuführen.

Trotzdem ist bei besonders leistungsstarken Lichtbögen eine Anpassung des elektrischen Arbeitspunktes vorzunehmen. Anhand von Bild 2.2 ist zudem erkennbar, dass der Tragarm von Elektrode 2 kürzer ist. Die Asymmetrie der Hochstromseite, kann sich in diesem Zusammenhang besonders nachteilig auf den Betrieb des AC-EAF auswirken kann. Neben dem kürzeren Tragarm wird die Hauptursache der asymmetrischen Reaktanzen im Laufe des Kapitels näher beschrieben.

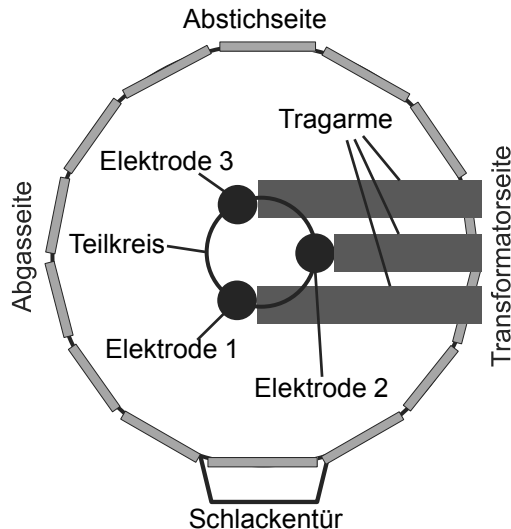


Bild 2.2: Vereinfachte Draufsicht auf das Obergefäß eines Drehstrom-Lichtbogenofens

Die am Lichtbogenofen weit verbreiteten Zwangsumlaufkühlungen können grob in Kalt-, Warm- und Heißwasserkühlungen eingeteilt werden, siehe hierzu u. A. [Andritzke 87]. Während in der Kalt- und Warmwasserkühlung der konvektive Wärme-

übergang dominiert, wird in der Heißwasserkühlung durch Blasenverdampfung Wärme aufgenommen. Es gilt dabei für alle drei Kühlungsarten, dass bei zu hoher Wärmebeaufschlagung die Dampfblasenbildung einsetzt bzw. erhöht wird. Dies muss vermieden werden, da in diesen Fällen der Strömungswiderstand des belasteten Paneels ansteigt, siehe [Bredehöft 86]. In der Folge geht der Massenfluss durch dieses Wandelement zurück, wodurch wiederum weniger Wärme abgeführt werden kann. Entsprechend muss auf einen solchen Zustand resolut in den Prozess eingegriffen werden. Um einen solchen Zustand zu erkennen, muss die Wärmebeaufschlagung jedes Wandelements einzeln überwacht werden. Dieser Sachverhalt wird in Kapitel 3.1 untersucht.

Insbesondere die Heißwasserkühlung ermöglicht eine Nutzung der Abwärme, z. B. durch werksinterne Nutzung des entstandenen Dampfes [Brod 89]. Eine Energierückgewinnung in Form von Elektrizität hat sich u.a. aufgrund des niedrigen Wirkungsgrades bisher kaum durchsetzen können. Selbst fortschrittliche Verfahren wie der „Organic Rankine Cycle“ kommen hier nur auf Wirkungsgrade von max. 21 %, siehe hierzu [Born 12].

Heutzutage kann mit einem einzigen AC-EAF jährlich bis zu 2,85 Mio. t. Stahl produziert werden, bei einer Nennleistung des Transformators von 240 MVA [Bandusch 12]. Ein mit 300 MVA Transformator ausgerüsteter Ofen ist bereits in Betrieb gegangen, die nachfolgenden Daten dieses Lichtbogenofens während der Auslegung sind [Sellan 09] entnommen, Betriebsergebnisse sind bisher noch nicht bekannt. Die Rahmendaten des Lichtbogenofens sind 250 t Abstichgewicht, 310 t Ofenkapazität und ein Gefäßdurchmesser von 9,4 m. Die Stromlaufzeit ist mit 36 Minuten pro Charge angegeben, während die Chargenfolgezeit 47 Minuten im Betrieb mit zwei gesetzten Schrottkörben beträgt. Das Hochstromsystem ist für bis zu 110 kA ausgelegt, dazu werden Graphitelektroden mit 810 mm Durchmesser eingesetzt. Allein durch die elektrische Energieumsetzung ist die hohe Produktivität jedoch nicht zu erreichen. Es sollen bis zu acht Sauerstoff-Brenner-Einheiten und bis zu fünf Kohlenstoff-Brenner-Einheiten installiert werden. Nur auf diese Weise sind auch eine gute Durchmischung des Stahlbades und ein gefordertes Maß an Metallurgie während der geringen Stromlaufzeit von 36 Minuten erzielbar.

Während der oben beschriebene AC-EAF die momentan größte elektrische Anschlussleistung hat, gibt es mit einem in Japan betriebenen DC-EAF mit zwei Elektroden, 420 t Ofenkapazität und 300 t Abstichgewicht durchaus noch größere Aggregate [Coughlan 12]. Mittels einer hohen chemischen Energieeinbringung wird heutzutage mit Chargenfolgezeiten von 36 Minuten und Stromlaufzeiten im Bereich von unter 30 Minuten gerechnet, siehe [Abel 07] und [Gottardi 08]. Es geht aus diesen Referenzen hervor, dass eine installierte elektrische Leistung von 1 MVA/t bezogen auf das Abstichgewicht heutzutage Stand der Technik ist. Ob sich der Trend in Richtung größere Ofenkapazitäten und größere Anschlussleistungen beliebig weiter fortführen lässt bleibt offen. Weiteres Einsparpotenzial kann hier durch einzelne technologische Pakete erreicht werden, wie beispielsweise durch eine kippbare Sauerstoff-Brenner-Einheit [Grosse 15].

Ein konventioneller AC-EAF wird als Batch-Prozess betrieben. Der Großteil des Einsatzmaterials wird in einen Chargierkorb verfüllt und mit einem Kran über den Ofen platziert, dessen Deckelwerk ausgeschwenkt ist. Der Chargierkorb wird nun unten geöffnet, so dass das Einsatzmaterial in den Ofen herabfällt. Das einzuschmelzende Material besteht überwiegend aus Altschrott, Neuschrott oder Kreislaufschrött. Der Schrott wird dazu in unterschiedliche Klassen eingeteilt, z.B. je nach Stückigkeit oder angestrebten Analysenwerten. In Abhängigkeit der herzustellenden Stahlsorte werden weitere Stoffe eingesetzt, beispielsweise Kalk, Satzkohle, Legierungsträger und direkt reduziertes Eisen. Die Beladung der Schrottkörbe sollte nach einem bestimmten Muster erfolgen. Zum einen um das Ofengefäß und die feuerfeste Ausmauerung nicht zu beschädigen, d.h. keine sehr schweren Schrottstücke in den unteren Teil des Schrottkorbes. Zum anderen um ein schnelles Eindringen der Lichtbögen am Anfang des Schmelzprozesses zu gewährleisten, beispielsweise durch Leichtschrott im oberen Teil des Korbes. Nichtsdestotrotz kann durch das Herabfallen des Schrottes aus dem Chargierkorb eine unvorteilhafte Schrottverteilung entstehen, welche sich negativ auf den Schmelzbetrieb auswirken kann.

Zumeist werden AC-EAFs während einer Charge mit zwei bis drei Schrottkörben beladen. Um einen Korb zu chargieren muss der Schmelzbetrieb unterbrochen werden. Die Elektroden werden nach oben gefahren und der Deckel wird anschließend ausgeschwenkt um den nächsten Korb zu chargieren. Die zum Setzen eines neuen Korbes benötigte Zeit im Bereich von zwei Minuten pro Vorgang wirkt sich negativ auf die Produktivität aus und geht mit hohen Energieverlusten einher. Es ist daher schon früh die Idee aufkommen einen AC-EAF in der sogenannten Einkorbfahrweise zu betreiben [Ameling 00]. Aufgrund der sehr hohen Bauweise des Ofengefäßes können hierbei Probleme auftreten, die diese Vorteile teilweise konterkarieren, z. B. Schrottstürze die zu einer erhöhten Elektrodenbruchrate führen können. Je nach Ofenbauweise gibt es jedoch auch positive Beispiele bei der Modernisierung vorhandener Lichtbogenöfen, siehe hierfür u.a. [Butcher 10].

2.2 Elektrische Ersatzschaltbilder

Ein Lichtbogenofen stellt durch seine hohe Anschlussleistung und seiner erheblichen Netzzrückwirkungen gewisse Anforderungen an die elektrische Energieversorgung. Aufgrund der durch einen Lichtbogenofen verursachten Strom-Oberwellen, Asymmetrien und Spannungsschwankungen werden üblicherweise keine konventionellen Verbraucher von der gleichen Einspeisung versorgt. **Bild 2.3** zeigt eine typische Energieversorgung mit einer „unruhigen“ Schiene für einen Schmelzbetrieb mit AC-EAF und Pfanzenofen (engl.: Ladle Furnace, LF). Der LF hat üblicherweise eine wesentlich geringere Anschlussleistung als der zugehörige Lichtbogenofen. Die von ihm ausgehenden Netzzrückwirkungen sind wesentlich geringer als die des Lichtbogenofens. Beide Aggregate werden jeweils durch einen Ofentransformator gespeist, dessen Sekundärspannung durch einen Laststufenschalter verändert werden kann. Die speisende Primärspannung wird bei Auslegung des Stahlwerks festgelegt und ist typischerweise im Bereich der Mittelspannung.

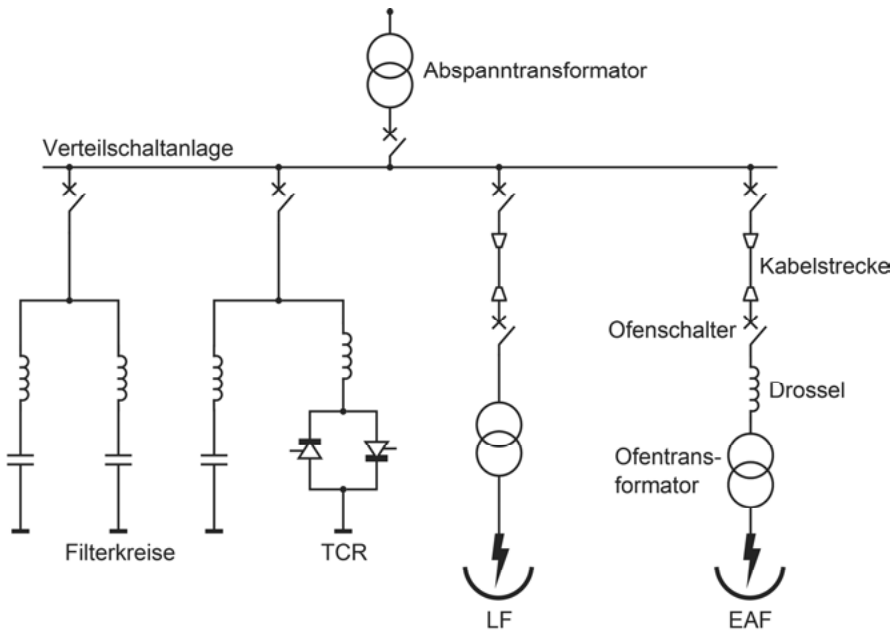


Bild 2.3: Typisches Einphasendiagramm der Energieversorgung eines Schmelzbetriebs mit dynamischer Kompensationsanlage

AC-EAFs mit hohen Sekundärspannungen über 1000 V benötigen i.d.R. eine vorge-schaltete Drossel. Aufgrund der unterschiedlichen Fahrweisen während der einzel-nen Prozessabschnitte, sollte die Drossel zumindest unter Last überbrückbar sein. Im Idealfall wird eine Drossel mit Stufenschalter eingesetzt, welche beispielsweise im Transformatorkessel untergebracht ist, ähnlich wie in Bild 2.3 dargestellt. Aufgrund der hohen Schaltzahlen von Lichtbogenöfen und Pffannenöfen wird jeweils ein ge-sonderter Häufigkeitsschalter in relativer Nähe zum Ofentransformator eingesetzt. Die Einspeisung erfolgt üblicherweise über eine Kabelstrecke, welche je nach Werksgelände einige hundert Meter lang sein kann. Die übergeordnete Verteilschalt-anlage wird von einem Abspanntransformator gespeist, welcher an ein Hochspan-nungs- oder Höchstspannungsnetz angeschlossen ist. Der Abspanntransformator ist meist auch mit einem Stufenschalter versehen, so dass bei netzseitiger Spannungs-änderung die Sekundärspannung zur Versorgung des Schmelzbetriebes lastlos nachgeregelt werden kann, was jedoch i.d.R. nicht notwendig ist.

Aufgrund niederfrequenter Stromschwankungen von Lichtbogenöfen insbesondere während der Hauptschmelzperiode können Flicker-Phänomene im Versorgungsnetz auftreten, siehe u.a. [Heinen 97]. Bei schwachen Versorgungsnetzen mit einer gerin-gen Netzkurzschlussleistung muss daher häufig eine dynamische Kompensationsan-lage installiert werden. Je nach Aufgabenstellung kann eine gewöhnliche Kompensa-tionsanlage mit thyristorgesteuerten Drosseln (engl.: Thyristor Controlled Reactor, TCR) genügen um den Flicker auf ein verträgliches Maß zu reduzieren. Ein statischer

Blindleistungskompensator (engl.: Static VAR Compensator, SVC) besteht neben einem TCR aus einer Reihe von Filterkreisen und wird seit Ende der 1960er Jahre eingesetzt [Jäger 72]. Die zugehörigen Filterkreise sind jeweils auf eine bestimmte Frequenz abgestimmt, so dass die durch den AC-EAF und den LF entstandenen Oberwellen kompensiert werden. Des Weiteren liefern sie einen fixen kapazitiven Anteil der zur Blindleistungskompensation benötigt wird. Das TCR System wird nun so gesteuert, dass die induktive Blindleistung von AC-EAF, LF und TCR gleich oder geringfügig größer als die kapazitive Blindleistung sind. Daraus folgt ein Leistungsfaktor des gesamten Schmelzbetriebs nahe Eins. Durch den geringeren Blindleistungsanteil wird die Spannung an der Verteilschaltanlage stabilisiert, da ein geringerer Spannungsabfall auf der Hochspannungsseite einsetzt. Dies beeinflusst u.a. auch die Leistungseinbringung in den AC-EAF positiv. Im Falle von sehr schwachen Netzen und hohem Flickerniveau, ist ggf. ein System auf IGBT-Basis anstelle von Thyristoren einzusetzen, siehe [Geijer 12]. Die positiven Effekte auf den Betrieb eines Lichtbogenofens sind jedoch in beiden Fällen vorhanden.

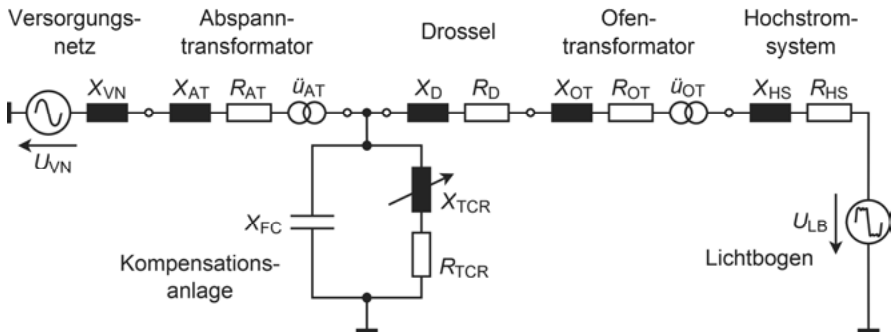


Bild 2.4: Vereinfachtes Einphasendiagramm der Energieversorgung eines Drehstrom-Lichtbogenofens [Bowman 09]

Mit Bezug auf den AC-EAF kann nun ein vereinfachtes Einphasendiagramm erstellt werden, siehe **Bild 2.4** in Anlehnung an [Bowman 09]. Dazu wird im Folgenden nur noch die Hauptkomponente der Netzfrequenz betrachtet, welches eine wesentliche aber notwendige Einschränkung auf dem Weg zu einem linear zeitinvarianten (LZI) Modell darstellt. Als weitere Vereinfachung wird der LF nicht berücksichtigt. Bei einer Leistungsaufnahme des LF im Bereich von 10 % des AC-EAF ist der dadurch verursachte Spannungsabfall am Abspanntransformator und Versorgungsnetz vertretbar gering.

Der Lichtbogen als nichtlineares Element wird hier zunächst durch seine charakteristische Lichtbogenspannung dargestellt. Die Reaktanz X_{HS} und Resistanz R_{HS} des Hochstromsystems setzt sich aus den Induktivitäten und ohmschen Verlusten des Kupferschienensystems, der wassergekühlten Hochstromkabel, der stromführenden Tragarme und der Graphitelektroden zusammen, siehe Bild 2.1. Der Ofentransformator kann vereinfacht durch seine Reaktanz X_{OT} , Resistanz R_{OT} und Übertragungsfaktor \dot{u}_{OT} und dargestellt werden. Dabei gilt

$$\ddot{u}_{OT} = \frac{U_{N1}}{U_{N2}} \quad (2.1)$$

mit der primärseitigen Nennspannung U_{N1} und der sekundärseitigen Nennspannung U_{N2} des Ofentransformators. Da der Ofentransformator i.d.R. mit einem unter Last schaltbaren Stufenschalter ausgerüstet ist, können U_{N2} und \ddot{u}_{OT} verändert werden. Unter Vernachlässigung der induktiven, kapazitiven und ohmschen Beläge der in Bild 2.3 gezeigten Kabelstrecke, wird für den Zweig des AC-EAF nur die Drosselreaktanz X_D und Drosselresistanz R_D weiter aufgeführt. Für die hier getroffene Beschränkung auf die Netzfrequenz lassen sich die einzeln abgestimmten Filterkreise zusammengefasst durch eine kapazitive Reaktanz X_{FC} darstellen. Der Frequenzgang der Filterkreise wird daher nicht weiter betrachtet. Neben dem Lichtbogen nimmt der TCR in Bild 2.4 eine Sonderrolle ein, da dieser eine aktive Regelung beinhaltet. Aufgrund der Thyristorschaltung ist die entsprechende induktive Reaktanz X_{TCR} als veränderlich dargestellt. Die Resistanz R_{TCR} stellt die ohmschen Verluste des Thyristorstellers dar. Analog zum Ofentransformator wird der Abspanntransformator vereinfacht durch seine Reaktanz X_{AT} , Resistanz R_{AT} und Übertragungsfaktor \ddot{u}_{AT} beschrieben. Diese Werte ändern sich i.d.R. nicht, da der Abspanntransformator meist nicht gestuft wird. Die Reaktanz X_{VN} des Versorgungsnetzes kann je nach Länge der eingehenden Überlandleitung eine signifikante Größe darstellen. Insbesondere für Schmelzbetriebe ohne dynamische Kompensationsanlage kann der dadurch entstehende Spannungsfall zu erheblichen Einbußen in der Produktivität des Lichtbogenofens führen. Bedingt durch die geringen Ströme auf Hoch- oder Höchstspannungsniveau dominiert der Reaktanzanteil, weshalb die ohmschen Verluste vernachlässigt werden. Die Energieerzeugungsseite ist hier als Wechselspannungsquelle U_{VN} repräsentiert.

Aufgrund der asymmetrischen Betriebszustände kann eine vollständige Bewertung des elektrischen Verhaltens eines AC-EAFs nur durch ein dreiphasiges Ersatzschaltbild erfolgen. Der Lichtbogenofen wird als Drehstromverbraucher in Dreieckschaltung ohne angeschlossenen Nullleiter betrieben. Ein einphasiger Betrieb mit nur einem Lichtbogen ist demnach nicht möglich. Erst durch den zweiphasigen Betrieb wird der elektrische Kreis geschlossen. Die Lichtbögen brennen dabei jeweils zwischen der Elektrode eines Stranges und dem Stahlbad. Dabei gilt zu jedem Zeitpunkt, dass die Summe der Strangströme stets Null ergeben muss

$$i_1(t) + i_2(t) + i_3(t) = 0. \quad (2.2)$$

Des Weiteren ist für das dreiphasige Ersatzschaltbild die Kopplung der einzelnen Hochstromstränge durch die jeweiligen Gegeninduktivitäten M_{12} , M_{23} und M_{31} zu berücksichtigen. Das komplette Hochstromsystem ab Sekundärklemme Ofentransformator ist entsprechend in **Bild 2.5** abgebildet inkl. der virtuellen Selbstinduktivitäten L_{11} , L_{22} und L_{33} sowie dem tatsächlichen freien Sternpunkt des Drehstroms-

tems O^* . Die sekundärseitigen Außenleiterspannungen am Ofentransformator u_{12} , u_{23} und u_{31} entsprechen der sekundärseitigen Nennspannung U_{N2} .

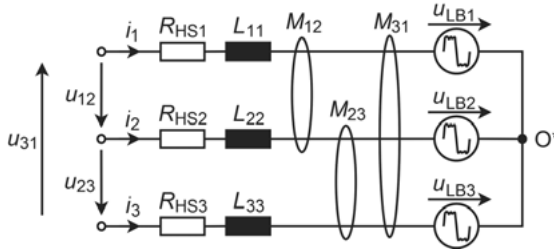


Bild 2.5: Induktivitäten der Hochstromseite im dreiphasigen Ersatzschaltbild nach [Krüger 98a]

Nun kann ein Gleichungssystem für die Spannungen zum Ofensternpunkt O^* aufgestellt werden, welches sich durch Einführen von kombinierten Induktivitäten vereinfachen lässt, um ein entkoppeltes Ersatzschaltbild zu erhalten, siehe **Bild 2.6**. Für die Herleitung des entkoppelten Ersatzschaltbildes sei an dieser Stelle auf [Krüger 98a] verwiesen, welcher ebenso den durch die Entkopplung bleibenden Fehler u_F aufzeigt

$$u_F = (M_{23} - M_{12}) \frac{di_1}{dt} + (M_{31} - M_{12}) \frac{di_2}{dt}. \quad (2.3)$$

Ein darüber hinausgehender Fehler verbleibt durch Induktion in die Messleitung zum Abgreifen des Sternpotentials am Messpunkt M. Zur weiteren Vereinfachung werden die Ohm'schen Verluste des Abspanntransformators R_{AT} , der Drossel R_D und des Ofentransformators R_{OT} nicht weiter berücksichtigt. Diese betragen weniger als 10 % der zugehörigen Reaktanzen [Bowman 09] und haben damit nur geringen Einfluss auf das gesamte System des AC-EAF. Die auf der Primärseite vom Ofentransformator liegenden Reaktanzen aus Bild 2.4 werden nun für Strang k zusammengefasst zu X_{Pk} mit $k = 1, 2, 3$. Dazu werden die entsprechenden Reaktanzen auf die Niederspannungsseite transformiert, wodurch sich

$$X_{Pk} = \frac{X_{VNk} + X_{AT}}{\dot{u}_{AT}^2 \dot{u}_{OT}^2} + \frac{X_D + X_{OT}}{\dot{u}_{OT}^2} \quad (2.4)$$

im einfachen Fall ohne Kompensationsanlage ergibt. Unter Vernachlässigung der Nichtlinearität werden die Lichtbögen jeweils durch eine Reaktanz X_{LB} und eine Resistenz R_{LB} hinreichend genau beschrieben [Bowman 09]. Das resultierende Ersatzschaltbild in Bild 2.6 besteht folglich nur noch aus ohmschen Widerständen und Reaktanzen.

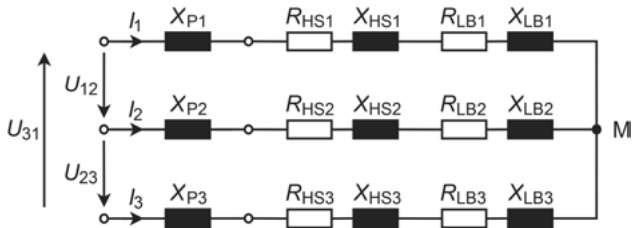


Bild 2.6: Vereinfachtes Dreiphasendiagramm eines Drehstrom-Lichtbogenofens nach [Krüger 98a]

Die Konstruktionsart der Hochstromseite hat einen großen Einfluss auf die Reaktanzwerte X_{HS} . Hier gibt es eine Reihe von Anordnungen der Hochstromleiter, welche zu geringen Abweichungen in den einzelnen Strängen führen, siehe hierzu die Untersuchungen von [Timm 91]. Zur Auslegung eines AC-EAFs werden die Werte X_{HS} und R_{HS} zunächst berechnet [Riedinger 15]. Während des Betriebes des Lichtbogenofens werden diese Werte im Kurzschluss-Versuch während der Flachbadphase bestimmt. Das detaillierte Vorgehen mit drei zweiphasigen und einem dreiphasigen Kurzschluss kann der internationalen Norm entnommen werden [IEC 60676]. Durch den Höhenunterschied zwischen eingetauchten Elektroden beim Kurzschlussversuch und tatsächlichem Schmelzen mit Lichtbogen kann hier ein Fehler von $0,2 \text{ m}\Omega$ auftreten, siehe [Bowman 09]. In der Praxis wird in vereinzelt Fällen von einer Asymmetrie der Hochstromreaktanzen von mehr als 20 % berichtet, üblicherweise liegt die Asymmetrie jedoch im Bereich von bis zu 10 %. Gegebenenfalls wird zur Kompensation eine zusätzliche Reaktanzschleife konstruiert, z. B. an der Transformatorhauswand. Die Auswirkung der Asymmetrie auf den Betrieb eines AC-EAF wird in den nachfolgenden Kapiteln diskutiert.

Die hier aufgestellten Ersatzschaltbilder entsprechen der gängigen Modellbildung am AC-EAF, siehe hierzu u.a. die Arbeiten von [Grigat 86], [Köhle 90] und [Krüger 98a]. Die vorgenommenen Einschränkungen und Vereinfachungen führen zu einem hinreichend genauen Ergebnis zur Bewertung der elektrischen Arbeitspunkte im stationären Fall. Da die Induktivitäten der Hochstromseite entkoppelt wurden, wirken sich insbesondere unterschiedliche Höhenstände der Tragarme negativ auf die Genauigkeit des Modells aus, siehe hierzu [Grigat 86]. Darüber hinaus bedingt das hochgradig dynamische und nichtlineare System aus Lichtbogen und Schrotthaufwerk während der Hauptschmelzperiode die größte Unsicherheit des Modells.

2.3 Regelungstechnische Systemanalyse

Um einen Regelkreis der elektrischen Leistung am AC-EAF aufzustellen, wird zunächst auf die Stellgrößen des Systems eingegangen. Aus der durchgeführten Modellbildung wird ersichtlich, dass es mit X_P , X_{HS} und R_{HS} der jeweiligen Stränge eine Reihe bekannter Größen gibt, siehe Bild 2.6. Die Genauigkeit der Modellbildung wurde in diesem Zusammenhang ebenfalls diskutiert. Daneben existieren gezielt veränderbare Größen die in Summe den elektrischen Arbeitspunkt des Lichtbogenofens bestimmen.

Auf der einen Seite sind die Stufenschalterstellung des Ofentransformators N_{OT} und ggf. der Drossel N_D als diskrete Stellgrößen zu nennen. Eine Änderung der Sekundärspannung durch den Ofentransformator hat dabei den größten Durchgriff auf das System des AC-EAF. Darüber hinaus wird durch N_{OT} auch der Übertragungsfaktor \dot{u}_{OT} und die Reaktanz X_{OT} des Ofentransformators verändert, welche bekannt sind und die zusammengefasste primärseitige Reaktanz X_P verändern. Des Weiteren kann X_P auf bekannte Art und Weise durch die Stellung des Drosselstufenschalters N_D verändert werden. Von besonderer Bedeutung ist zudem der Arbeitspunkt der Elektrodenregelung, durch den der Lichtbogen bestimmt wird. Dieser wird beispielsweise in Form eines Impedanz-Sollwertes Z_{Soll} vorgegeben und hat direkten Einfluss auf die Lichtbogenreaktanz X_{LB} und die Lichtbogenresistanz R_{LB} . Dies wird in den nachfolgenden Kapiteln noch weiter ausgeführt. In der nachfolgend dargestellten **Tabelle 2.1** ist eine Übersicht der Stellgrößen und deren Einflussnahme auf den Prozess aufgestellt.

Tabelle 2.1: Übersicht der Regelparameter am Drehstrom-Lichtbogenofen

Stellgröße	Einfluss auf
Stellung Stufenschalter Ofentransformator N_{OT}	Sekundärspannung U_{N2}
	Übertragungsfaktor \dot{u}_{OT}
	Reaktanz Ofentransformator X_{OT}
Sollwert der Elektrodenregelung z. B. Impedanz-Sollwert Z_{Soll}	Reaktanz Lichtbogen X_{LB}
	Resistanz Lichtbogen R_{LB}
	Strangstrom I
	Lichtbogen Spannung U_{LB}
Stellung Drosselstufenschalter N_D	Reaktanz Drossel X_D

Der elektrische Arbeitspunkt wird durch die Elektrodenregelung eingehalten. Der zugehörige Regelkreis auf Basis der Strangimpedanz ist in Anlehnung an [Bowman 09] in **Bild 2.7** dargestellt. Der Elektrodenregelung wird ein Arbeitspunkt in Form eines Impedanz-Sollwertes übergeben. Durch Messen der sekundärseitigen Ströme und Strangspannung wird der Istwert der Strangimpedanzen berechnet. Die Regelabweichung zwischen Ist- und Sollwert der Impedanz ist die wesentliche Eingangsgröße des Reglers, welcher meist als PI-Regler ausgeführt ist. Daneben existieren eine Reihe weiterer Funktionen, z. B. zum schnellen Ausregeln eines Kurzschlusses, welche in Bild 2.7 jedoch nicht weiter berücksichtigt sind.

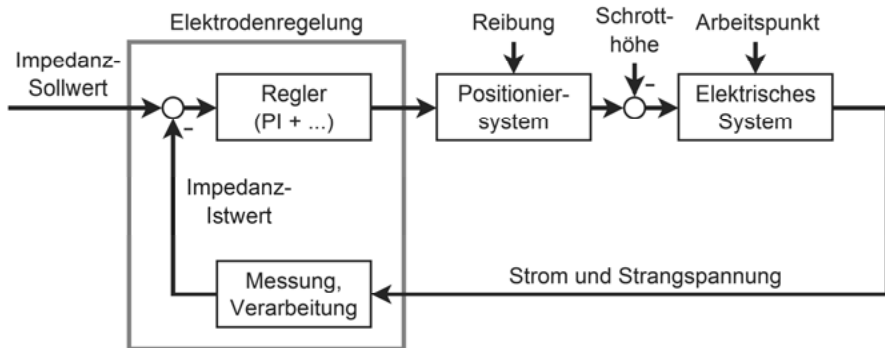


Bild 2.7: Regelkreis der Elektrodenregelung auf Impedanzbasis [Bowman 09]

Als Ausgang gibt die Elektrodenregelung Stellsignale an das Positioniersystem der Elektroden, welches i.d.R. durch eine Hydraulik bewegt wird. Die Kennlinie von Hydraulikventilen ändert sich durch Verschleiß im Laufe der Zeit und führt zu einer Veränderung der Charakteristik dieses Stellgliedes. Der mechanische Teil inkl. Mast, Tragarme und Elektroden wird u.a. wesentlich durch Reibungskräfte beeinflusst. Die Ausgangsgrößen des Positioniersystems sind die Positionen, Geschwindigkeiten und Beschleunigungen der drei Elektroden, durch die der Abstand zwischen Elektroden spitze und Stahlbad verändert wird. Dies hat wesentlichen Einfluss auf die jeweils zwischen Elektrode und Stahlbad brennenden Lichtbögen. Als Störeinfluss wirken hier beispielsweise Änderungen der Badhöhe durch Wellenbewegung, bzw. während der Hauptschmelzperiode die Bewegungen des Schrottaufwerks. Das Verhalten des Lichtbogens ist dabei nichtlinear und wird durch eine Vielzahl von Randbedingungen beeinflusst.

Trotz der Schwierigkeit den Lichtbogen an sich vollständig zu beschreiben, ist eine Messung der durch den Lichtbogen sich einstellenden elektrischen Größen für die Elektrodenregelung ausreichend. Wie in Kapitel 2.2 bereits vorweggenommen, zeigt der Lichtbogen ohmsch-induktives Verhalten und kann in einem LZI-System durch eine Kombination von Resistanz und Reaktanz beschrieben werden. Durch Messen von Strom und Strangspannung wird der Regelkreis geschlossen. Der Istwert der Strangimpedanz setzt sich aus der aktuellen Lichtbogen-Impedanz und der Impedanz des Hochstromsystems zusammen, welche als nahezu konstant angesehen wird. Die Dynamik der berechneten Impedanzwerte wird durch den Lichtbogen bestimmt, welcher somit indirekt über die Strangimpedanz geregelt wird. Der Arbeitspunkt bildet die Rahmenbedingungen für diese Regelung. Dies sind die Stellungen der Stufenschalter des Ofentransformators und der Drossel, siehe Tabelle 2.1.

Der in Bild 2.7 gezeigte Regelkreis gilt in ähnlicher Form auch für Regelungen die auf anderen Führungsgrößen basieren. Weit verbreitet sind hier insbesondere strombasierte Regelungen. Darüber hinaus gibt es eine Reihe weiterer möglicher Führungsgrößen. Bei allen Regelungen wird der Lichtbogen jeweils nur über die sich einstellende Strangspannung und/oder Strom beobachtet. Um eine möglichst hohe Regelgüte zu erreichen, sollte eine entkoppelte Führungsgröße gewählt werden. Wäh-

rend der Flachbadphase kann durch einen einphasigen Ziehversuch die Auswirkung auf die Istwerte der Führungsgrößen untersucht werden. Die Strangimpedanzen zeichnen sich hier durch eine weitgehende Entkopplung aus. Für weitere Details zur Eignung unterschiedlicher Führungsgrößen wird an dieser Stelle auf die Untersuchungen von [Krüger 98a] verwiesen. Im Folgenden wird sich nur noch auf eine Impedanz-basierte Elektrodenregelung bezogen. Neben der Basisregelung gibt es eine Reihe an zusätzlichen Funktionen die zur Erhöhung der Regelgüte führen, insbesondere eine Adaption der Stellsignale an die Kennlinie der Hydraulik bzw. an das Übertragungsverhalten des gesamten Positioniersystems, siehe [Bowman 09].

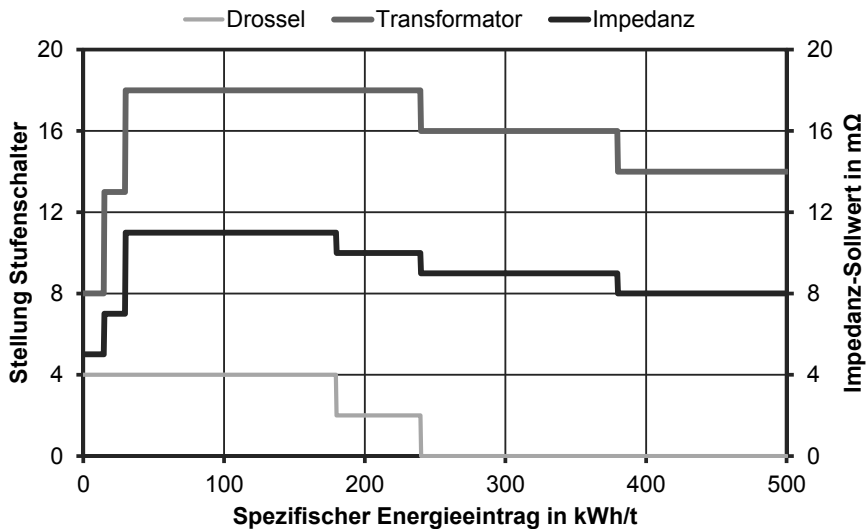


Bild 2.8: Typisches Fahrprogramm einer Schmelze im AC-EAF mit einem Korb

Während die oben beschriebene Elektrodenregelung für die Einhaltung des elektrischen Arbeitspunktes verantwortlich ist, wird die Leistungsumsetzung im Lichtbogenofen durch die Vorgabe des elektrischen Arbeitspunktes bestimmt. Entsprechend Tabelle 2.1 wird dieser durch einen Impedanz-Sollwert Z_{Soll} , durch die Stellung des Stufenschalters Ofentransformator N_{OT} und die Stellung Drosselstufenschalter N_D bestimmt. Um dem fortschreitenden Prozessverlauf Rechnung zu tragen, wird der elektrische Arbeitspunkt im Verlauf einer Charge angepasst. Dazu wird ein herkömmliches Fahrprogramm definiert, welches die Arbeitspunktvorgabe in Abhängigkeit des spezifischen Energieeintrags in kWh/t bezogen auf das chargierte Gesamtgewicht steuert [Schliephake 95]. Dies ist in Anlehnung an [Bowman 09] in **Bild 2.8** für eine Schmelze mit einem Schrottkorb dargestellt. Das Fahrprogramm wird entsprechend der Erfahrungswerte und der Auslegung des AC-EAFs erstellt und im Laufe der Zeit angepasst um das Betriebsverhalten zu verbessern. Je nach herzustellender Stahlorte, eingesetztem Schrott oder Betriebsabläufen werden unterschiedliche Fahrprogramme für den gleichen Lichtbogenofen erstellt. Automatische Fahrprogramme in

Form einer Ablaufsteuerung sind seit Ende der 1970er Jahre bereits Stand der Technik, siehe [Lindig 77], [Köhle 80] und [Ameling 81].

Das Erschmelzen einer Charge flüssigen Stahls im Lichtbogenofen lässt sich anhand von Bild 2.8 in vier Abschnitte einteilen. Am Anfang des Schmelzprozesses werden die Lichtbögen durch Senken der Elektroden gezündet. Anschließend wird mit hohem Strom in die Schrottsäule hineingebohrt, so dass die Lichtbögen möglichst schnell im Schrotthaufwerk brennen. Anfangs wird mit einer geringen Sekundärspannung angefahren um den Deckel des AC-EAF nicht zu beschädigen. Nach kurzer Zeit wird die Sekundärspannung erhöht, so dass die Elektroden nun mit mehr Leistung und maximalem Strom nach unten bohren. Eine rechtzeitige Spannungserhöhung vergrößert den Einschmelzkegel und verringert damit die Gefahr von Schrottstürzen. Dieser Abschnitt wird Bohrphase genannt und endet sobald die Elektroden einen Großteil des Weges nach unten zurückgelegt haben. Während der gesamten Zeit wird durch die Drossel eine zusätzliche Reaktanz auf der Primärseite des Ofentransformators geliefert. Dadurch verringert sich der maximale Kurzschlussstrom und ein vergleichsweise stabiler Betrieb wird ermöglicht. Die Bohrphase endet typischerweise nach einem spezifischen Energieeintrag von ca. 30 kWh/t mit Einsetzen der Hauptschmelzperiode.

Mit Beginn der Hauptschmelzperiode wird die Sekundärspannung auf den höchsten noch verträglichen Wert erhöht um eine maximale Schmelzleistung zu erreichen. Für eine weitere Erhöhung der Effektivität des Schmelzprozesses werden die Lichtbögen verlängert. Dies wird durch einen höheren Impedanz-Sollwert erreicht, welcher gleichzeitig zu einem geringeren Strom führt. Auf diese Weise wird das Schrotthaufwerk effektiv eingeschmolzen. Mit zunehmender Schmelzdauer wird der Schrotteinsatz niedergeschmolzen und verflüssigt. Die nun frei werdenden Wandelemente erfahren daraufhin eine erhöhte Wärmebeaufschlagung. Um dem entgegenzuwirken, werden die Lichtbögen zunächst durch Herabsetzen des Impedanz-Sollwertes verkürzt. Gegen Ende der Hauptschmelzperiode ist das Schrotthaufwerk größtenteils niedergeschmolzen, es ist daher notwendig die Lichtbögen durch Herabsetzung der Sekundärspannung weiter zu verringern. Falls metallurgisch möglich kann nun bereits ein Schäumen der Schlacke einsetzen. Für jeden chargierten Schrottkorb werden Bohrphase und Hauptschmelzperiode wiederholt. Gegebenenfalls wird das Fahrtdiagramm der einzelnen Körbe dazu auch in Abhängigkeit vom spezifischen Energieeintrag bezogen auf das Korbgewicht in kWh/t aufgebaut.

In der sich anschließenden Flachbadphase wird soweit metallurgisch möglich durch Einblasen von Kohle und Sauerstoff eine möglichst gleichmäßig hohe Schaum Schlacke erzeugt. Diese wirkt sich besonders günstig auf den Energieeintrag in das Stahlbad aus. Auf diese Weise wird ein Teil der Leistung der Lichtbögen in die Schaum Schlacke überführt und fällt damit nicht als unerwünschte Abwärme an den Wandelemente ab. Gegen Ende der Flachbadphase hat sich die Temperatur im Ofengefäß so weit erhöht, dass die Schlacke eine geringere Viskosität aufweist und weniger gut schäumbar ist. Die Sekundärspannung und Impedanz wird nun weiter herabgesetzt um die Leistung der Lichtbögen nochmals zu verringern. Die damit einsetzende, sogenannte Überhitzungsphase ist somit durch hohe Ströme und kurze Lichtbögen

gekennzeichnet. Auf diese Weise wird das Stahlbad bis zur Abstichttemperatur aufgeheizt. Unter Umständen kann auch am Anfang des Abstichvorgangs noch mit weiter verkürzten Lichtbögen gefahren werden.

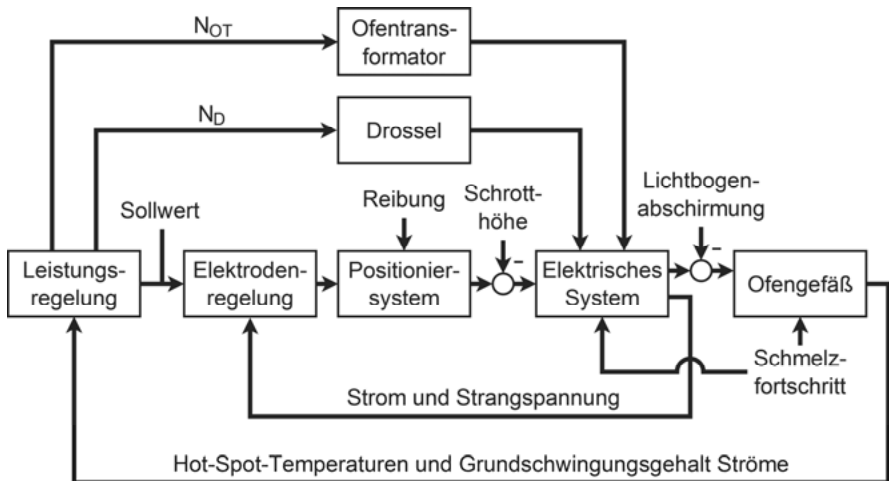


Bild 2.9: Regelkreis einer übergeordneten Leistungsregelung [Bowman 09]

Das in Bild 2.8 beschriebene Fahrprogramm ist damit nur eine Steuerung des Prozesses. In vielen Fällen ist es dem Bedienpersonal überlassen eine Anpassung des Arbeitspunktes anhand seiner subjektiven Einschätzung des Ofenzustands vorzunehmen. Darüber hinaus gibt es Systeme welche eine Rückmeldung vom Prozess auswerten, um anschließend eine automatische Korrektur des Arbeitspunktes vorzunehmen. Der übergeordnete Regelkreis der elektrischen Leistung wird hier zumeist durch Auswertung der thermischen Wandbelastung und der elektrischen Signale geschlossen, siehe **Bild 2.9**. Im Laufe einer Charge nimmt die Temperaturbelastung der Wandelemente und insbesondere der Hot-Spots zu. Die Gründe hierfür sind zum einen die ansteigende Temperatur im Ofengefäß insgesamt. Zum anderen sind die Wandelemente zunehmend weniger geschützt gegen Konvektion und die thermische Strahlung der Lichtbögen. Alternativ hierzu kann auch eine Auswertung wassergekühlter Deckelelemente erfolgen.

Die Abschirmung der Wandelemente gegenüber den Lichtbögen ist somit der bestimmende Einflussfaktor für die Wandbelastung. Dabei wird in der Hauptschmelzperiode die Abschirmung durch das Schrotthaufwerk an den Wänden bestimmt. Während in der Flachbadphase die Schaumslagge die Lichtbogen abschirmt. Um das bestmögliche Schmelzergebnis zu erreichen, muss die Wirkleistung der Lichtbögen maximiert werden. Es gilt also die Wirkleistung so weit wie möglich zu erhöhen, ohne dass der thermische Zustand des Ofengefäßes kritisch wird. Dieses wurde bereits im Jahr 1980 erstmalig umgesetzt [Köhle 80] und seitdem stetig eingesetzt und weiterentwickelt, siehe u.a. [Krüger 96], [Görtler 04] und [Dorndorf 09].

Im Laufe der Zeit sammeln sich an den Wandelementen und der Übergangszone zur feuerfesten Ausmauerung Schlackenreste an. Diese sogenannten Schlackenankerbungen isolieren das Wandelement thermisch gegenüber der Ofenatmosphäre und reduzieren somit die Abwärmeverluste an den Wänden. Nachdem das Schrotthaufwerk nahe einer Wand niedergeschmolzen wurde, schützen anschließend die Schlackenankerbungen das Wandelement vor direkter thermischer Strahlungsleistung der Lichtbögen. Wird diese Schicht durch einen ungünstigen Prozesszustand abgeschmolzen, so reagiert der entsprechende Kühlkreislauf empfindlicher auf eine Wärmebeaufschlagung. In der Regel muss in diesem Fall der elektrische Arbeitspunkt des Lichtbogenofens angepasst werden, um eine Beschädigung des entsprechenden Wandbereichs zu vermeiden. Dies wirkt sich wiederum negativ auf die Effektivität des Schmelzprozesses aus. Ein Abschmelzen der Schlackenankerbungen sollte also vermieden werden. Durch eine thermische Regelung der Leistung entsprechend Bild 2.9 kann dies jedoch nicht erreicht werden, siehe hierzu die Untersuchungen von [Krüger 98b]. Durch eine solche Regelung kann nur auf die totzeitbehaftete Auswirkung des zu vermeidenden Zustands eines frei auf die Wände abstrahlenden Lichtbogens reagiert werden.

Es gilt demnach weitere Möglichkeiten zu finden, Informationen über den Zustand im Ofengefäß zu erhalten. Insbesondere die Abschirmung der Wandelemente durch das Schrotthaufwerk während der Hauptschmelzperiode ist der maßgebliche, bisher nicht als Signal verfügbare Zustand des Schmelzprozesses. Eine darauf aufbauende Regelung des elektrischen Arbeitspunkts kann das nachteilige Abschmelzen der Schlackenankerbungen verhindern. Dazu werden in Kapitel 3 mehrere Möglichkeiten diskutiert, insbesondere die Auswertung von Körperschallmessungen am Ofengefäß. Des Weiteren wird auch auf die Analyse der elektrischen Signale und der Hot-Spot-Temperaturen gemäß Bild 2.9 näher eingegangen.

Im Gegensatz zur Wandabschirmung durch Schrott kann die Abschirmung der Lichtbögen durch Schaumslagge während der Flachbadphase durch Injektion von Kohle und Sauerstoff aktiv geregelt werden. Das Ziel ist eine möglichst hohe und gleichmäßige Schaumslagge zu erreichen, um so den Wirkleistungseintrag in die Schmelze zu erhöhen ohne an den Wandelementen hohe Abwärmeverluste zu verursachen. Dazu existieren unterschiedliche Regelungssysteme um das Schäumen zu automatisieren. Diese basieren zumeist auf Auswertung der elektrischen Größen, insbesondere des Grundschwingungsgehalts und der einzelnen Oberwellen [Melder 99] und [Sedivy 08]. Andere Methoden setzen dagegen auf Mikrofonmessungen [Homeyer 01], Radiowellen [Marique 01], Körperschallmessungen [Wichert 07] oder Bildverarbeitung. Einige dieser angewandten Messmethoden werden in Kapitel 3 diskutiert. Im Folgenden wird nicht weiter auf eine Regelung der Schaumslagge eingegangen.

Sowohl die thermische Leistungsregelung als auch die Schaumslaggefahrgeweise zielen auf eine möglichst maximale Wirkleistung der Lichtbögen ab, was sich im Allgemeinen durch lange Lichtbögen erreichen lässt. Dadurch wird insbesondere auch die Strahlungsleistung der Lichtbögen erhöht, wie im nachfolgenden Kapitel 2.4 gezeigt wird. Insbesondere für den Fall dass der Lichtbogen am Fußpunkt auf verhält-

nismäßig kalten Schrott trifft, sollte die Energie des Lichtbogens jedoch mehr in Richtung des Bades eingebracht werden, anstatt in Richtung Wand abzustrahlen. Der dahinterstehende Mechanismus der konvektiven Wärmeübertragung wird ebenfalls in folgenden Kapitel 2.4 diskutiert.

2.4 Leistungsumsetzung im Wechselstrom-Lichtbogen

Im Sinne der vorangegangenen Modellbildung kann das elektrische Verhalten des Lichtbogens durch seine Reaktanz X_{LB} und seine Resistanz R_{LB} phänomenologisch hinreichend beschrieben werden [Bowman 09]. Dies ermöglicht bereits eine Berechnung der elektrischen Arbeitspunkte gemäß dem dreiphasigen Ersatzschaltbild in Bild 2.6 im Hinblick auf Wirk- und Scheinleistung. Das Einregeln der elektrischen Arbeitspunkte durch die Elektrodenregelung ist auf dieser Basis ohne weiteres möglich. Durch welche Mechanismen ein Lichtbogen die so geregelte elektrische Leistung in thermische Leistung umsetzt wird nun im Folgenden erläutert.

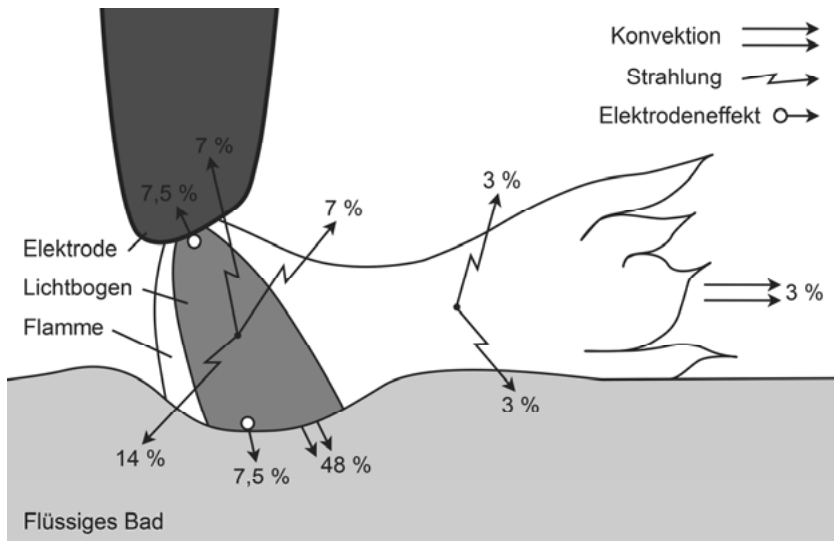


Bild 2.10: Gemessene Leistungsbilanz eines 1 MW AC-Lichtbogens [Jordan 76]

Die Umsetzung der elektrischen Energie im Lichtbogen erfolgt im Wesentlichen durch Konvektion, thermische Strahlungsleistung und Elektrodeneffekte. Eine Leistungsbilanz anhand von Messungen wird für einen Wechselstrom-Lichtbogen mit einer Wirkleistung von 1 MW in **Bild 2.10** gezeigt, entnommen aus [Jordan 76]. Es ist ersichtlich, dass insgesamt 51 % der Leistung durch Konvektion abgegeben werden, während der Anteil der Strahlungsleistung bei 34 % liegt. Dies beinhaltet sowohl den Lichtbogen an sich als auch die durch ihn entstehende Flamme. Der Lichtbogen bezeichnet hier die vom Strom durchflossene Plasmasäule, während die Flamme teilweise aus abgelenkten Plasmaresten und oxidierten Teilchen der Ofenatmosphäre besteht. Eine gemessene Leistungsbilanz an größeren Lichtbogenöfen ist leider nicht

bekannt. Trotz der vergleichsweise kleinen Lichtbogenleistung von 1 MW entspricht Bild 2.10 einer zuverlässigen Ausgangsbasis für weitere Betrachtungen an Lichtbögen mit höherer Leistung.

Der Anteil abgegebener Strahlungsleistung des Lichtbogens ist dabei wesentlich abhängig vom Eisengehalt der Ofenatmosphäre und von der Länge des Lichtbogens. Die Strahlungsemission des Lichtbogenplasmas erfolgt durch folgende drei Mechanismen [Bowman 09]:

- Energieübergänge von Elektronen neutraler Atome (Linienspektrum),
- Rekombination von Elektronen und Ionen (kontinuierliches Spektrum) sowie
- Bremsstrahlung von Elektronen und Ionen (kontinuierliches Spektrum).

Eisenatome zeichnen sich hier neben anderen durch eine leichte Ionisierbarkeit aus, was wiederum zu einer vergleichsweise niedrigen Plasmatemperatur führt. Unter den spezifischen Bedingungen in einem Lichtbogenofen wird von einer Plasmatemperatur im Bereich von 8.000 bis 11.000 K ausgegangen. Eine der wenigen getätigten Untersuchungen ist durch [Block 95] an einem DC-EAF mit 44 MVA gegeben. Für einen Eisengehalt von circa 2,5 % wird hier die Temperatur im Inneren des Plasmas mit 9000 K angegeben.

Die Lichtbogenlänge wird oftmals als zweckmäßiges Maß für die Strahlungsleistung eines Lichtbogens verwendet. Prinzipiell kann hierfür eine Höhenstandmessung eingesetzt werden, welche jedoch die Lichtbogenlänge nur während der Flachbadphase annähernd genau unter Beachtung der typischen Ablenkungswinkel der Lichtbögen wiedergeben kann. Durch kurzzeitiges Eintauchen der Elektroden in das flache Bad wird dabei ein Referenzpunkt festgelegt, um so den Abstand zwischen Bad und Elektroden spitze zu messen. Dieses Verfahren benötigt jedoch Zeit und bewirkt einen zusätzlichen Kohlenstoffeintrag in die Schmelze. Die Strahlungsleistung eines Lichtbogens sollte daher anhand der messbaren und bereits verfügbaren Größen / und U_M bzw. U_{LB} nach Bild 2.7 erfolgen. Im einfachsten Fall könnte hierfür die Lichtbogenspannung herangezogen werden. Häufig wird dabei eine konstante Lichtbogenfeldstärke von 10 V/cm herangezogen. Dies ist jedoch nicht vollständig zutreffend, wie sich anhand der Stromregelung eines DC-EAF aufzeigen lässt. Bei konstanter Lichtbogenlänge wird hier die Lichtbogenspannung geändert um den gewünschten Strom einzustellen. Die Messungen der Lichtbogenfeldstärke an einem AC-EAF durch [Schwarz 88] liegen in einem entsprechend großen Bereich von 5,4 bis 10,1 V/cm. Ein Bereich der Feldstärke von 7 bis 9 V/cm wird als plausibel betrachtet [Bowman 09].

Eine weitere Komponente der Leistungsbilanz des AC-Lichtbogens sind die Elektrodeneffekte, siehe Bild 2.10. An der Kathode umfasst dies die Elektronenaustrittsarbeit, die Verdampfung von Kathodenmaterial und Wärmeleitung in das Kathodenmaterial. Der Anodenfall ist im Wesentlichen bedingt durch Verdampfen des Anodenmaterials infolge der aufgenommenen, hohen Energie der eintretenden Elektronen. Die beiden Halbwellen unterscheiden sich aufgrund der unterschiedlichen Materialeigenschaften von Stahl und Graphit. Üblicherweise wird für diese Effekte ein Spannungsfall von ca. 20 V berücksichtigt. Die oben beschriebenen Mechanismen werden in [Bowman 09] näher erläutert.

Der maßgebliche Mechanismus der vom Lichtbogen ausgehenden Wärmeübertragung ist die Konvektion. Zum einen ist die freie Konvektion aufgrund der hohen Temperaturgradienten zu nennen, welche hier jedoch nur eine untergeordnete Rolle spielt. Zum anderen wird durch die elektromagnetischen Kräfte am Lichtbogen das Plasma während der Kathodenhalbwelle von der Graphitelektrode weg beschleunigt. Dieser Jet-Effekt führt zu einem Massenstrom hochenergetischer Teilchen, welcher wiederum zur Wärmeübertragung des Lichtbogens auf das Einsatzmaterial führt und damit einer erzwungenen Konvektion ähnelt.

Anhand des konvektiven Energieübergangs eines Lichtbogens gegenüber einer Platte kann jedoch gezeigt werden, dass ein Großteil der durch Konvektion abgegebenen Lichtbogenleistung nicht auf die Platte übergeht, siehe [Bowman 09]. Das in Richtung Platte beschleunigte Plasma wird durch diese abgelenkt und unter Flammenbildung verteilt. Dieses Phänomen tritt besonders während der Hauptschmelzperiode auf, in der ein Lichtbogen häufig auf festes Einsatzmaterial trifft. Da die Lichtbögen besonders am Anfang dieser Phase nahezu vollständig vom Schrotthaufwerk umschlossen sind, wird ein Großteil der verbleibenden konvektiven Wärme auf den umliegenden Schrott übergehen. Ohne die umgebende Schrottsäule würde ein Großteil der Energie des Lichtbogens daher ungenutzt bleiben. Ein besonders negatives Szenario stellt beispielsweise ein großes, schweres und verhältnismäßig kaltes Stück Schrott in einem ansonsten flüssigen Bad dar. Brennt ein Lichtbogen nun auf diesem kalten Stück Schwerschrott, so geht nur ein Teil der konvektiv übertragenden Wärme auf diesen über. Ein Großteil der Leistung des Lichtbogens wird in Form von Konvektion und Strahlung an die Ofenatmosphäre und das Ofengefäß abgegeben, da seitlich vom Lichtbogen kein Einsatzmaterial vorhanden ist.

Sobald die Lichtbögen überwiegend auf flüssigem Material brennen, tritt nun eine weitere Eigenschaft des Plasmajets hervor. Der Plasmajet übt eine Kraft auf das flüssige Stahlbad aus, wodurch sich am Fußpunkt des Lichtbogens eine Mulde bildet, die den Lichtbogen einhüllt, siehe hierzu wiederum Bild 2.10. Die Krafteinwirkung ist nach [Maecker 55] für einen Gleichstrom-Lichtbogen durch

$$F_{LB} = \frac{\mu_0}{4\pi} I^2 \ln \left(\frac{r_{LB}}{r_K} \right) \quad (2.5)$$

gegeben, mit der magnetischen Feldkonstanten μ_0 , dem Radius des Kathodenflecks r_K und dem Radius des Lichtbogens r_{LB} . Demnach steigt die Krafteinwirkung durch den Lichtbogen quadratisch mit dem Strom I an. Diese Krafteinwirkung hat mehrere positive Effekte zur Folge. Insbesondere die Muldenbildung ist hier zu nennen, welche hauptsächlich durch verdrängte Schlacke und in geringerem Maße durch ein Eindrücken des Stahlbades gekennzeichnet ist [Bowman 09]. Durch die Mulde wird ein Teil des Lichtbogens abgedeckt, wodurch ein höherer Wärmeübergang durch Strahlung und Konvektion auf die Schmelze erfolgt. Zum anderen werden durch die Krafteinwirkung Schlackenspritzer im Ofengefäß verteilt. Diese haften u.a. an den Wandelementen an und führen zu der bereits beschriebenen, schützenden Schicht

von Schlackenbackungen. Diese positiven Effekte korrelieren mit steigender Stromstärke, siehe Gleichung (2.5).

Aufgrund von magnetischer Blasung bewegen sich die Lichtbögen in einem AC-EAF in einer Art Kreisbewegung in Richtung Ofenwand. Die größte Ablenkung in Richtung Ofenwand erfahren die Lichtbögen in einem 120° Winkel zueinander. Gegenüber der vertikalen Elektrodenachse beträgt die Ablenkung der Lichtbögen ca. 30° . Aufgrund der Lichtbogenbewegung in einem AC-EAF nimmt die Tiefe der Mulde mit zunehmender Lichtbogenlänge ab, da dieser sich in gleicher Zeit über eine größere Fläche bewegt. Ein sehr kleiner Lichtbogen wird mit seinen Bewegungen eine kleinere Fläche abdecken und daher ein vergleichsweise tiefes Eindringen der Badoberfläche mit Schlacke verursachen. Lange Lichtbögen erzeugen dagegen eine breitere und weniger tiefe Verdrängung von Schlacke und Stahlbad [Bowman 09].

Eine Schaumslaggenfahrweise begünstigt die Ausbildung einer tiefen Mulde unter den Lichtbögen in mehrfacher Weise. Zum einen wird die Schaumslagge durch ihr geringes spezifisches Gewicht im Vergleich zum Stahlbad leichter verdrängt. Zum anderen stabilisiert sie den Lichtbogen, welcher sich in der Folge weniger stark bewegt und durch längeres Brennen auf einem Fleck eine tiefe Mulde bewirkt. In der Folge bewirkt das Schaumslaggenreime einen verbesserten Wärmeübergang vom Lichtbogen auf das Einsatzgut [Bowman 09].

Darüber hinaus führt die Stabilisierung der Lichtbögen in der Schaumslagge zu einer höheren Wirkleistung eines Lichtbogens. Ein sich bewegender Lichtbogen ändert mit seiner Länge auch seine Spannung entsprechend seiner oben erwähnten typischen Feldstärke. Diese Lichtbogenbewegungen führen zu einem weniger stabilen Plasma des Lichtbogens, welches wiederum einen niedrigeren Grundschnungsgehalt des Lichtbogenstroms / bewirkt. Die außerhalb der Grundschnung liegenden Leistungsanteile werden als Blindleistung betrachtet und tragen nicht zum Schmelzfortschritt bei [Bowman 09].

Dieser Effekt der Lichtbogeninstabilität besteht in gesteigerter Form auch während der anderen Prozessphasen, insbesondere jedoch während der Hauptschnungsperiode. Dieser Sachverhalt und seine Auswirkung auf die elektrischen Größen wird in Kapitel 3.2 näher betrachtet. Insbesondere beim Niederschnungs des Schrotthaufwerks kann der Lichtbogen durch seine Bewegung von einem Schrottstück zum Nächsten schnell und stark variierende elektrische Größen aufweisen. Dabei können auch unterschiedliche physikalische Eigenschaften der Schrottstücke eine Rolle spielen. Zusätzlich verstärkt sich dieser Effekt durch den Umstand, dass der Lichtbogen orthogonal zu den jeweiligen Elektroden brennt, wodurch die Lichtbogensäule komplexere Formen annimmt. Schlussendlich zeigt sich insbesondere bei sehr langen Lichtbögen eine Tendenz zur Instabilität. Die bestimmenden Faktoren sind elektromagnetische Kräfte auf der einen Seite und der stabilisierende Plasmajet auf der anderen Seite. Insbesondere für Lichtbögen deren Spannungserhöhung mit geringerer Stromstärke einhergeht ist hier eine Grenze gesetzt [Bowman 09].

Abschließend sei darauf hingewiesen, dass in diesem Kapitel vor allem der Lichtbogen an sich betrachtet wurde. Demgegenüber treten im AC-EAF als Gesamtsystem aus Lichtbogen und elektrischer Energieversorgung durchaus weitere Effekte hervor,

die hier bisher nicht betrachtet worden sind. So kann eine höhere Stromstärke unter bestimmten Voraussetzungen zwar eine effektivere Leistungsumsetzung im Lichtbogen bewirken, auf der anderen Seite führt dies jedoch auch zu höheren Energieverlusten, insbesondere im Hochstromsystem des AC-EAF. Die bereits komplexen Mechanismen der Wärmeübertragung eines Lichtbogens erhalten unter Berücksichtigung des Drehstromsystems daher noch eine weitere Dimension.

2.5 Verifikation und Modellgenauigkeit

Die Lichtbögen können durch die hier vorgestellten Methoden nur durch ein statistisches Mittel repräsentiert werden. Die Umgebungsbedingungen nehmen wesentlichen Einfluss auf deren Verhalten und die Charakteristik. Dies wird vor allem bei einem Vergleich zwischen Hauptschmelzperiode und Flachbadphase ersichtlich. Solange ein Lichtbogen zwischen dem Schrotthaufwerk und einer Graphitelektrode brennt, wird dieser maßgeblich durch die Temperatur und die physikalischen Eigenschaften des Schrotts beeinflusst. Hier sind vor allem die elektrische Leitfähigkeit, die Wärmeleitfähigkeit, chemische Zusammensetzung und das Abmaß der einzelnen Bestandteile des Schrotts die bestimmenden Eigenschaften. Im Zusammenhang mit der inhomogenen Verteilung des Schrotts im Ofengefäß stellt dies eine große Bandbreite an Einflüssen auf den Lichtbogen dar, dessen Auswirkungen sich nur durch statistische Methoden auswerten lassen. Während der Flachbadphase entfallen die durch den Schrotteinsatz bedingten Störeinflüsse auf die Lichtbögen. Folglich zeigt ein zwischen Graphitelektrode und Stahlbad brennender Lichtbogen eine geringere Varianz der elektrischen Größen. Eine verbleibende Störgröße mit vergleichsweise geringem Einfluss ist in dieser Phase insbesondere die Badbewegung.

Der bereits angesprochene Einfluss unterschiedlicher Bedingungen im Ofengefäß von der Bohrphase bis zum Abstich muss in gewissem Maße auch bei der Modellbildung in Form von Ersatzschaltbildern berücksichtigt werden. Dieser Einfluss des Schmelzfortschritts auf das elektrische System wurde entsprechend in Bild 2.9 der übergeordneten Leistungsregelung dargestellt. Beobachtet wird dies z. B. anhand eines Abdriftens der sich einstellenden Strangströme bei gleichbleibendem elektrischem Arbeitspunkt mit Impedanz-Sollwertvorgabe im Verlauf einer Schmelze. Dieser Effekt wird häufig als Veränderung des Verhältnisses von Reaktanz zu Resistanz des Lichtbogens beschrieben, welches im Folgenden näher erläutert wird.

Aufgrund des nichtlinearen Charakters eines Lichtbogens entstehen Oberwellen im Strangstrom. Diese verursachen wiederum einen Spannungsabfall, welcher im Falle der Induktivitäten frequenzabhängig steigt. Dies führt in der Folge zu einer Reduktion der Wirkleistung [Bowman 09]. Da das in Kapitel 2.2 erstellte Ersatzschaltbild eines AC-EAF ein LZI-System bei Netzfrequenz darstellt, können die entstehenden Oberwellen nicht mit dieser Methodik berücksichtigt werden. Üblicherweise erfolgt eine Berücksichtigung dieses Effekts durch eine Reaktanzerhöhung, welche in Kapitel 2.2 bereits in Form einer Lichtbogenreaktanz X_{LB} eingeführt wird.

Ausgehend von am Ofentransformator aufgenommenen Messdaten der Strangströme I_k , der Wirkleistung P_k und Scheinleistung S_k wird die Lichtbogenresistanz R_{LBk} des Strangs k berechnet zu

$$R_{LBk} = \frac{P_k}{I_k^2} - R_{HSk} \quad (2.6)$$

Anschließend kann die oben beschriebene, dem Lichtbogen zugeordnete Reaktanz ebenso anhand der Messdaten zu

$$X_{LBk} = \frac{\sqrt{S_k^2 - P_k^2}}{I_k^2} - X_{HSk} \quad (2.7)$$

berechnet werden. An dieser Stelle sei nochmals erwähnt, dass ein Messfehler der Strangspannungen durch Induktion in die Messleistung und durch Gleichung (2.3) existiert. Darüber hinaus sind für die Kurzschlussreaktanz X_{HSk} und die Kurzschlussresistenz R_{HSk} des Hochstromsystems konstante Werte anzusetzen. Durch Änderung der Höhenstände der Tragarme gegenüber der Messposition mit eingetauchten Elektroden verändert sich jedoch insbesondere X_{HSk} während des Betriebes, beispielsweise durch das Nachsetzen der Graphitelektroden. Dieser Fehler wird durch Gleichung (2.7) widersprüchlich der Lichtbogenreaktanz X_{LBk} zugeordnet.

Aufgrund der physikalischen Eigenschaften des Lichtbogens und seiner Bewegung, verändert sich X_{LB} auf charakteristische Art und Weise insbesondere mit zunehmender Lichtbogenlänge. Diese Abhängigkeit wird deutlich durch Darstellung von X_{LBk} über R_{LBk} , siehe dazu **Bild 2.11** mit Messdaten eines AC-EAF für rostfreien Stahl mit einer elektrischen Anschlussleistung von 135 MVA.

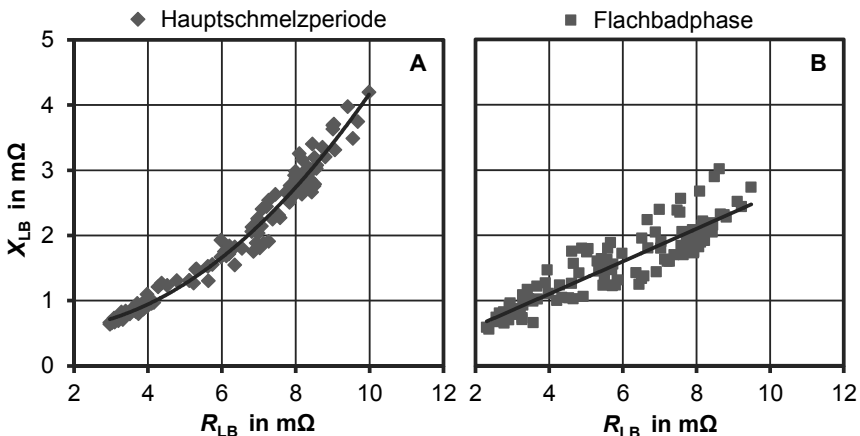


Bild 2.11: Verhalten der Lichtbogen-Reaktanz während der Hauptschmelzperiode (A) und der Flachbadphase (B) mit einem Regressionsmodell 2. Ordnung

Zur Beschreibung der Abhängigkeit zwischen von X_{LBk} über R_{LBk} existieren eine Reihe von Modellen, siehe hierzu [Krüger 98a] für einen Vergleich der verschiedenen

Ansätze. Ein etablierter Ansatz nach [Köhle 88] basiert auf einem Regressionsmodell 2. Ordnung

$$X_{LB} = aR_{LB} + \frac{bR_{LB}^2}{m\Omega} \quad (2.8)$$

mit den Regressionskoeffizienten a und b . Dieses Modell erweist sich besonders in der nachfolgenden Regelung der Strahlungsleistung der Lichtbögen in Kapitel 4.3 als vorteilhaft. Mithilfe von Gleichung (2.8) kann so für einen bestimmten Impedanz-Sollwert der Stränge die Reaktanz X_{LB} und die Resistanz R_{LB} der Lichtbögen berechnet werden. Tatsächlich gibt dieses Modell für die in Bild 2.11 gezeigte Hauptschmelzperiode den Sachverhalt gut wieder, siehe die eingezeichnete Trendkurve 2. Ordnung. In dieser Prozessphase werden die Regressionskoeffizienten zu $a = 0,117$ und $b = 0,028$ bestimmt, welche damit sehr nahe an den in [Köhle 88] genannten Werten liegen. Während der Flachbadphase ändert sich das Verhalten von X_{LB} in Abhängigkeit von R_{LB} jedoch signifikant. Aus Bild 2.11 wird ersichtlich, dass der quadratische Anteil mit Koeffizient b nahezu entfällt und somit nur noch eine lineare Abhängigkeit mit Koeffizient a existiert. Die Regressionskoeffizienten sollten daher im Verlauf einer Schmelze angepasst werden, zumindest beim Übergang von Hauptschmelzperiode zur Flachbadphase.

Mit Gleichung (2.8) sind alle Größen bekannt, die für die Berechnung der resultierenden Ströme eines elektrischen Arbeitspunktes anhand des dreiphasigen Ersatzschaltbildes in Bild 2.6 benötigt werden. Wie bereits durch [Krüger 98a] gezeigt, können die Strangströme anhand der nachfolgenden Gleichungen berechnet werden

$$I_1 = U \sqrt{\frac{R_2^2 + R_2R_3 + R_3^2 + X_2^2 + X_2X_3 + X_3^2 - \sqrt{3}R_2X_3 + \sqrt{3}R_3X_2}{(R_1R_2 + R_1R_3 + R_2R_3 - X_1X_2 - X_1X_3 - X_2X_3)^2 + (R_1X_2 + R_1X_3 + R_2X_1 + R_2X_3 + R_3X_1 + R_3X_2)^2}}, \quad (2.9)$$

$$I_2 = U \sqrt{\frac{R_1^2 + R_1R_3 + R_3^2 + X_1^2 + X_1X_3 + X_3^2 + \sqrt{3}R_1X_3 - \sqrt{3}R_3X_1}{(R_1R_2 + R_1R_3 + R_2R_3 - X_1X_2 - X_1X_3 - X_2X_3)^2 + (R_1X_2 + R_1X_3 + R_2X_1 + R_2X_3 + R_3X_1 + R_3X_2)^2}}, \quad (2.10)$$

$$I_3 = U \sqrt{\frac{R_1^2 + R_1R_2 + R_2^2 + X_1^2 + X_1X_2 + X_2^2 - \sqrt{3}R_1X_2 + \sqrt{3}R_2X_1}{(R_1R_2 + R_1R_3 + R_2R_3 - X_1X_2 - X_1X_3 - X_2X_3)^2 + (R_1X_2 + R_1X_3 + R_2X_1 + R_2X_3 + R_3X_1 + R_3X_2)^2}}. \quad (2.11)$$

Dazu werden entsprechend dem dreiphasigen Ersatzschaltbildes in Bild 2.6 alle Resistenzen zu R_k und alle Reaktanzen zu X_k eines Strangs k zusammengefasst. Des Weiteren ist U der Betrag der symmetrischen Außenleiterspannungen. Es sei hier noch erwähnt, dass die oben stehenden Gleichungen für ein rechtsdrehendes Drehstromsystem gelten, d.h. die Phasenlage von U_{23} beträgt -120° gegenüber U_{12} .

Im Folgenden werden einige Modelle der Strahlungsleistung von Lichtbögen im AC-EAF aufgeführt, welche anhand dieser berechneten Größen betrachtet werden. Erste empirische Untersuchungen durch Schwabe und Bowman haben einen Zusammenhang des Verschleißes der Feuerfestaumauerung im Wandbereich und den elektri-

schen Betriebspunkten hergestellt, siehe Gleichung (2.12) nach [Schwabe 62] und Gleichung (2.13) nach [Bowman 74]. Eine weitere empirische Studie durch Timm stellt die Abwärmeleistung wassergekühlter Wandelementen ohne feuerfeste Zustellung in einen Zusammenhang zu den elektrischen Größen, siehe Gleichung (2.14) nach [Timm 95]. Schlussendlich folgt ein in [Dittmer 09b] vorgestelltes Modell auf Basis der physikalischen Eigenschaften eines Lichtbogens im AC-EAF, siehe Gleichung (2.15). Damit ergeben sich folgende Zusammenhänge zwischen der Wandbelastung durch Strahlungsleistung der Lichtbögen Φ_{LB} und den elektrischen Größen Lichtbogenresistenz R_{LB} und Stromstärke I

$$\Phi_{LB} \sim I^3 R_{LB}^2, \quad (2.12)$$

$$\Phi_{LB} \sim I^2 R_{LB}, \quad (2.13)$$

$$\Phi_{LB} \sim I^2 R_{LB}^2, \quad (2.14)$$

$$\Phi_{LB} \sim \frac{U_{LB}}{\sqrt[8]{I}} = I^{0,875} R_{LB}. \quad (2.15)$$

Zum einen ermöglichen die oben genannten Modelle einen Rückschluss auf die Strahlungsleistung der Lichtbögen während des Betriebs anhand der momentanen elektrischen Messwerte. Zum anderen kann unter Zuhilfenahme des elektrischen Modells eines AC-EAF und der oben eingeführten Berechnung der elektrischen Größen ein Rückschluss auf die zu erwartende Strahlungsleistung bei verschiedenen elektrischen Arbeitspunkten gezogen werden, siehe auch [Dittmer 09b].

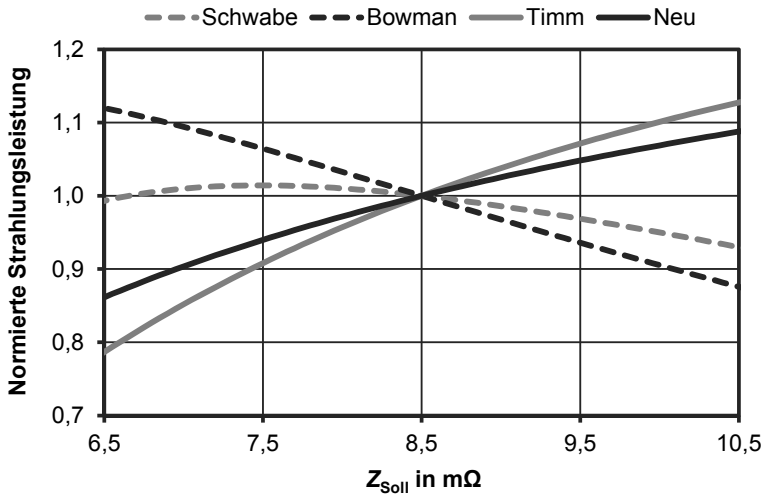


Bild 2.12: Modelle der Strahlungsleistung bei symmetrischer Sollimpedanz eines AC-EAF mit geringer primärseitiger Reaktanz

Tabelle 2.2: Kenndaten eines AC-EAF und Arbeitspunkt zur Modellrechnung

Primärseitige Nennspannung Ofentransformator U_{N1}	30 kV
Reaktanz des Hochstromsystems X_{HS}	3 m Ω
Resistanz des Hochstromsystems R_{HS}	0,3 m Ω
Sekundärseitiger Nennspannung Ofentransformator U_{N2}	1000 V

Es wird nun ein Musterofen mit den in **Tabelle 2.2** gegebenen Werten betrachtet. Die Nennleistung des Ofentransformators beträgt in dem angegebenen Arbeitspunkt 112,6 MVA, die Impedanz-Sollwerte werden symmetrisch auf 8,5 m Ω für die drei Stränge festgelegt. Die auf der Primärseite des Ofentransformators liegenden Reaktanzen betragen zunächst $X_P = 1$ m Ω , was beispielsweise kurze Kabelstrecken und einen leistungsfähigen SVC voraussetzt. Der sich einstellende Strom wird zu 63,7 kA berechnet.

Durch symmetrisches Verändern der Impedanz-Sollwerte wird in **Bild 2.12** die entsprechende Veränderung der berechneten Strahlungsleistung der Modelle in Gleichung (2.12) bis (2.15) dargestellt. Auf der Ordinatenachse ist die Strahlungsleistung normiert für das jeweilige Modell bei einem Arbeitspunkt von 8,5 m Ω für alle drei Stränge dargestellt. Entsprechend praxisbezogener Kenntnisse nimmt die Strahlungsleistung der Lichtbögen nach Modell Timm in Gleichung (2.14) und dem neu eingeführten Modell in Gleichung (2.15) mit der Strangimpedanz zu. Die übrigen Modelle zeigen für den betrachteten AC-EAF mit geringer primärseitiger Reaktanz einen gegenläufigen Trend, welcher nicht mit theoretischen Betrachtungen und praktischen Erfahrungen übereinstimmt. Eine Erhöhung der sekundärseitigen Spannung durch Schalten des Ofentransformators bewirkt dagegen in allen Modellen eine als korrekt einzuschätzende Erhöhung der Strahlungsleistung.

Ergänzend soll nun eine weitere Betrachtung des in Tabelle 2.2 gegebenen Musterofens mit einer vergleichsweise hohen primärseitigen Reaktanz von $X_P = 3$ m Ω erfolgen. Analog zur bisherigen Vorgehensweise wird in **Bild 2.13** die berechnete Strahlungsleistung der einzelnen Modelle dargestellt.

Um einen vergleichbaren Arbeitspunkt zu betrachten werden die Impedanz-Sollwerte in Bild 2.13 symmetrisch auf 7 m Ω festgelegt, wodurch sich ein Strom von 62,8 kA ergibt. Ein Vergleich zeigt, dass alle Modelle der Strahlungsleistung bei dem betrachteten AC-EAF mit vergleichsweise hoher Reaktanz auf der Primärseite ein ähnliches Verhalten aufzeigen. Lediglich das Modell aus Gleichung (2.13) nach [Bowman 74] zeigt hier noch eine leicht abweichende Dynamik, welche als nicht plausibel erscheint.

Die Auswirkung einer symmetrischen Veränderung des Impedanz-Sollwertes der drei Stränge auf die Strahlungsleistung kann mit den Modellen nach Timm in Gleichung (2.14) und dem neuen Modell in Gleichung (2.15) in guter Übereinstimmung mit praktischen Erfahrungswerten korrekt berechnet werden. Insbesondere das in Kapitel 2.4 neu eingeführte Modell ist physikalisch untermauert und ermöglicht eine Berechnung der Strahlungsleistung der Lichtbögen, während die anderen Modelle auf einzelnen empirischen Beobachtungen basieren.

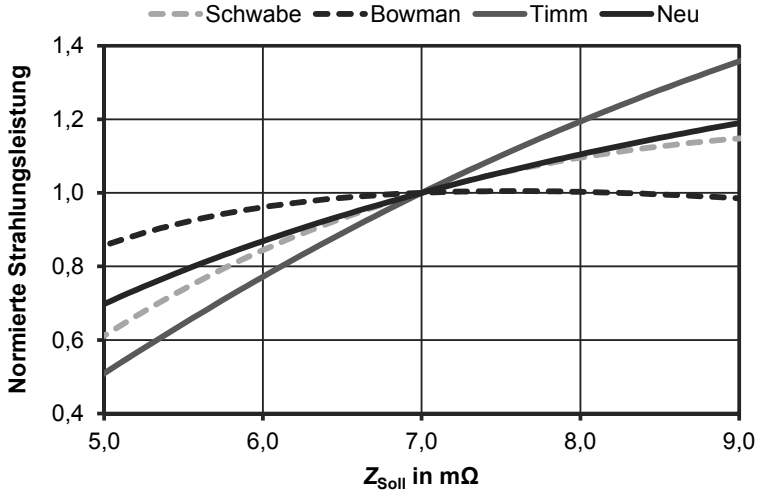


Bild 2.13: Modelle der Strahlungsleistung bei symmetrischer Sollimpedanz eines AC-EAF mit hoher primärseitiger Reaktanz

Bis hierher betrachten die Modelle nur den Lichtbogen an sich, ohne Berücksichtigung der in Kapitel 2.4 beschriebenen Elektrodeneffekte und der Abschirmung des unteren Teils des Lichtbogens durch Badeindrückung. Die Abhängigkeit des Plasmajets vom Strangstrom in Gleichung (2.5) und die dadurch bedingte Änderung der Badeindrückung wird hier durch einen konstanten Faktor abgeschätzt. Für beide Effekte zusammen kann ein Abzug von 80 V veranschlagt werden [Bowman 74]. Dadurch ergibt sich das bereits in [Dittmer 09b] vorgestellte, modifizierte Modell der Strahlungsleistung zu

$$\Phi_{LB} \sim \frac{(U_{LB} - 80 \text{ V})}{\sqrt[3]{I}}. \quad (2.16)$$

Dies stellt einen wesentlichen Schritt dar, um die auf das Ofengefäß übergehende Strahlungsleistung durch einen Lichtbogen in Abhängigkeit des elektrischen Arbeitspunktes zu berechnen. Um die Auswirkung der Strahlungsleistung auf ein Wandelement zu berücksichtigen, sollte auch der Abstand d zwischen der Mitte der Lichtbogensäule und der Ofenwand betrachtet werden. Durch die Abstrahlung des Lichtbogens in alle Richtungen ergibt sich die spezifische Strahlungsleistung $\Phi_{LB,sp}$ auf eine Wandfläche zu

$$\Phi_{LB,sp} \sim \frac{1}{d^2}, \quad (2.17)$$

wie bereits durch [Bowman 74] beschrieben. Dies entspricht beispielhaft der Idealvorstellung einer punktförmigen Strahlungsquelle welche in alle Richtungen gleich ab-

strahlt. Ein Wandelement mit 1 m^2 Fläche in 2 m Abstand zum Lichtbogen wird in diesem idealisierten Modell mit ca. der gleichen Strahlungsleistung beaufschlagt wie ein Wandelement mit $2,25 \text{ m}^2$ Fläche im Abstand von 3 m . Hierbei ist zu beachten, dass die Ablenkung der Lichtbögen durch magnetische Blasung unter Beachtung der Lichtbogenlänge zu einer Änderung des Abstandes d führt.

Während der Hauptschmelzperiode befindet sich eine erhebliche Menge Staub in der Ofenatmosphäre, welche mit zunehmendem Schmelzfortschritt abnimmt. Der Einfluss der Staubpartikel auf den Wärmeübergang durch Strahlungsleistung des Lichtbogens ist erheblich, siehe [Bowman 09]. Mit zunehmend niedergeschmolzenem Schrotthaufwerk nimmt demnach die Staubkonzentration ab und der unerwünschte Wärmeübergang durch Strahlung an die Ofenwand nimmt zu. Ab der Flachbadphase verbleibt hier nur noch die Ofenatmosphäre ohne Staub zur Abschwächung der Strahlungsleistung der Lichtbögen. Eine Modellierung dieses Verhaltens kann aufgrund der erheblichen Unsicherheit des Staubaufkommens nur empirisch erfolgen. Im weiteren Verlauf wird die Abschwächung der Strahlungsleistung durch die Ofenatmosphäre bzw. durch Staub nicht weiter berücksichtigt.

In vielen Fällen erscheint es sinnvoll die Strahlungsleistung der Lichtbögen unsymmetrisch auf die Stränge zu verteilen. Ist beispielsweise der Schrott im Hot-Spot-Bereich von Strang 1 bereits komplett niedergeschmolzen während die anderen Wandbereiche von Schrott umgeben sind, so sollte die Strahlungsleistung des Lichtbogens von Strang 1 vermindert werden. Dabei ist die Kopplung der Stränge über den freien Sternpunkt des Lichtbogenofens zu berücksichtigen. Die entsprechende Modellbildung in Kapitel 2.2 mit dem dreiphasigen Ersatzschaltbild in Bild 2.6 ist hierfür geeignet. Mit der oben beschriebenen Berechnung der sich einstellenden Ströme nach Gleichung (2.9) bis (2.11) ist eine Berechnung der Strahlungsleistung auch für asymmetrische Arbeitspunkte möglich.

Die Veränderung der Strahlungsleistung der drei Stränge entsprechend dem Modell in Gleichung (2.16) ist in **Bild 2.14** dargestellt. Dabei wird erneut der in Tabelle 2.2 beschriebene Musterofen mit einer primärseitigen Reaktanz X_P von $1 \text{ m}\Omega$ herangezogen. Es wird nur der Impedanz-Sollwert von Strang 1 verändert, während für Strang 2 und 3 eine Sollimpedanz von $8,5 \text{ m}\Omega$ beibehalten wird. Die Strahlungsleistung des vorlaufenden Strangs, hier Strang 3, wird ebenfalls stark beeinflusst. Soll die Strahlungsleistung von Strang 1 durch einfaches Herabsetzen des Impedanz-Sollwertes des Strangs verringert werden, so wird die Summe der Strahlungsleistung der übrigen Lichtbögen zunehmen. Aufgrund der Kopplung der drei Stränge ist es daher nicht ohne weiteres möglich für jeden Strang eine gewünschte Strahlungsleistung separat einzustellen.

Für den allgemeinen Fall gilt es durch Beobachtung des Zustands im Lichtbogenofen für jeden Strang eine gewünschte Strahlungsleistung zu bestimmen, die ein optimales symmetrisches Schmelzverhalten ermöglicht. Mit der vorgestellten Analyse der Strahlungsleistung für verschiedene Arbeitspunkte ist es möglich, die relative Veränderung der Strahlungsleistung zu bestimmen. Das hierauf aufbauende Vorgehen einer solchen Regelung wird in den nachfolgenden Kapiteln behandelt.

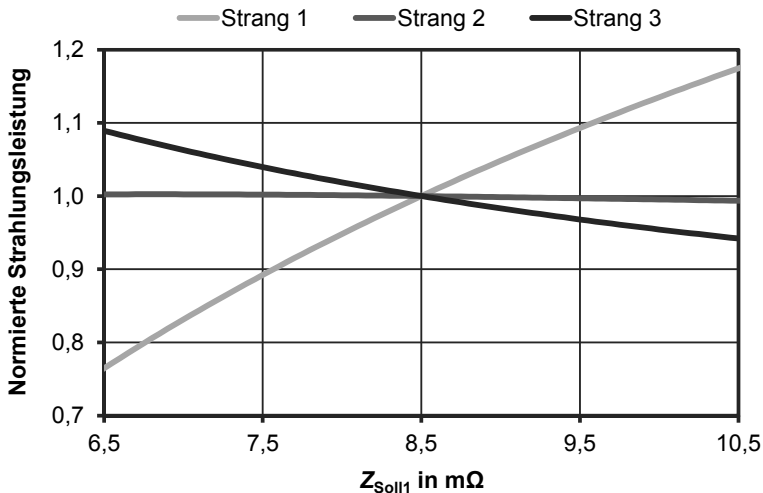


Bild 2.14: Veränderung der Strahlungsleistung der Lichtbögen im AC-EAF bei Variation der Sollimpedanz von Strang 1, Gleichung (2.16)

Das Modell der Strahlungsleistung nach Gleichung (2.16) soll nun anhand von Messdaten betrachtet werden, die von einem AC-EAF zur Herstellung rostfreien Stahls mit 135 MVA Ofentransformator während der Flachbadphase stammen, siehe auch [Dittmer 09b]. Der obere Teil von **Bild 2.15** zeigt den elektrischen Arbeitspunkt bestehend aus Impedanz-Sollwerten und der Stellung Stufenschalter Ofentransformator N_{OT} . Die sekundäre Außenleiterspannung wurde hier im Bereich von 700 bis 1042 V ohne Drosselreaktanz verändert.

Der mittlere Teil von Bild 2.15 zeigt die durch eine Höhenstandsmessung aufgezeichneten Positionen der Elektroden als Änderung gegenüber der Position eines Wiederzündens während der Flachbadphase. Im unteren Teil des Bildes wird die Veränderung der Strahlungsleistung der Lichtbögen gegenüber einem kleinen Lichtbogen dargestellt, berechnet anhand der aufgenommenen Messdaten. Ab der 68. Minute wird nun die Sekundärspannung 1042 V erhöht, wodurch die Strahlungsleistung ebenfalls erheblich ansteigt. Anschließend wird zusätzlich der Impedanz-Sollwert von Strang 1 angehoben um diesen Lichtbogen noch weiter zu verlängern, während die Sollimpedanz von Strang 3 herabgesetzt wird. Die Länge des Lichtbogens von Strang 1 erhöht sich durch diesen Eingriff in die Impedanz-Sollwerte um annähernd 50 %. In der Folge steigt auch die berechnete Strahlungsleistung dieses Strangs entsprechend Gleichung (2.16) an.

An diesem praktischen Beispiel wird nochmals deutlich, dass insbesondere eine Erhöhung der sekundärseitigen Außenleiterspannung zu einem erheblichen Anstieg der Strahlungsleistung aller Lichtbögen führt. So bewirkt eine Erhöhung der Sekundärspannung im Konstantstrombereich des Ofentransformators bei Betrieb der Lichtbögen mit gleichem Stromarbeitspunkt eine unmittelbare Erhöhung der Lichtbogenleistung. Der Spannungsfall über dem Hochstromsystem bleibt aufgrund des gleichen

Stromarbeitspunktes dabei konstant. Im darauf folgenden Konstantleistungsbereich wird bei Erhöhung der Außenleiterspannung der maximale Sekundärstrom reduziert, welches wiederum einen geringeren Spannungsfall über dem Hochstromsystem bewirkt. In diesem Bereich erfolgt die Erhöhung der Lichtbogenleistung vor allem aufgrund der geringeren Blindleistung durch die Kurzschlussreaktanz des Hochstromsystems bei geringerem Strom. Der Konstantstrombereich des Ofentransformators in Bild 2.15 endet mit $N_{OT} = 11$. Die gezeigte Spannungserhöhung um ca. 50 % von 700 auf 1042 V bewirkt hier eine Verdreifachung der berechneten Strahlungsleistung.

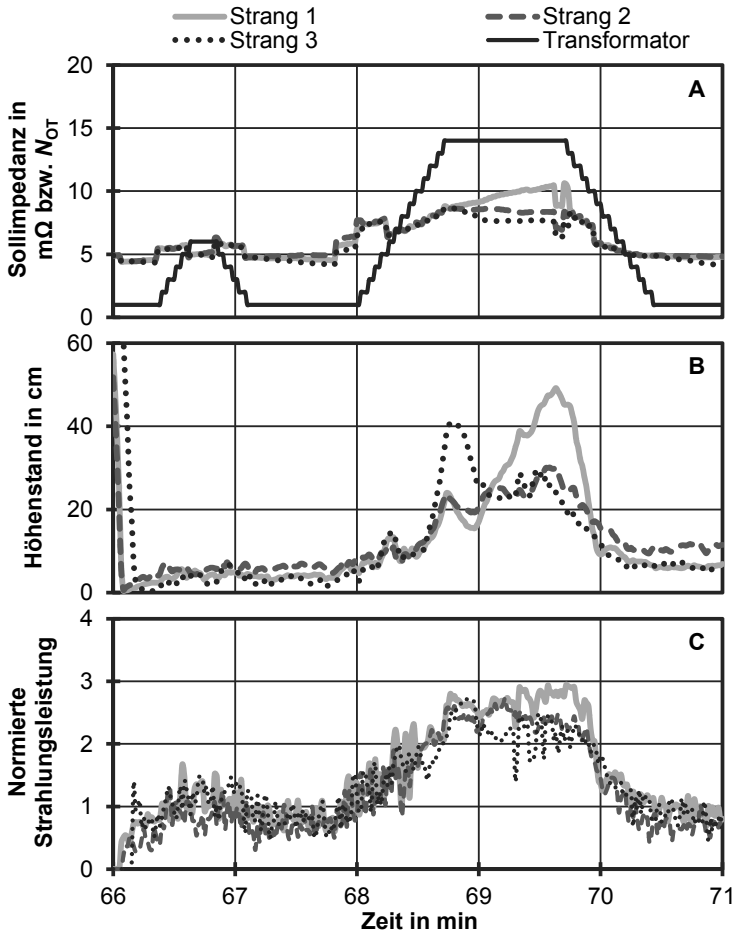


Bild 2.15: Zusammenhang zwischen Lichtbogenlänge und Strahlungsleistung nach Gleichung (2.16) eines 135 MVA Edelstahl AC-EAF [Dittmer 09b]

Im Vergleich dazu hat die asymmetrische Erhöhung des Impedanz-Sollwertes von Strang 1 einen geringeren Durchgriff auf die Strahlungsleistung. Durch die Vertrimmung der Sollimpedanzen von 10,3 zu 8,3 zu 7,6 m Ω ergibt sich eine um ca. 22 % höhere Strahlungsleistung des Lichtbogens von Strang 1 gegenüber dem Mittel der beiden anderen Stränge. Darauf aufbauend wird eine asymmetrische Fahrweise in der nachfolgend beschriebenen Regelung umgesetzt, siehe Kapitel 4.

Am Rande sei hier noch erwähnt, dass die Höhenstandsmessung in Bild 2.15 zwei ungewöhnlich hohe Elektrodenpositionen zeigt. Während die hohe Position von Strang 1 durch die stark asymmetrische Fahrweise zumindest teilweise zu erklären ist, kann die zuvor auftretende Erhöhung von Strang 3 mit diesen Mitteln nicht erklärt werden. Eine mögliche Erklärung ist die kurzfristige Erhöhung der Leitfähigkeit der Ofenatmosphäre [Bowman 03]. Das Heben des Strangs 3 kann jedoch auch durch den integrierenden Teil der Elektrodenregelung verursacht werden. Für eine weitergehende Beurteilung bedarf es einer Überwachung des inneren Zustands der Elektrodenregelung, welche hier nicht zugänglich ist.

Die Ergebnisse der in diesem Unterkapitel vorgestellten Methodik der Strahlungsleistung unterschiedlicher Arbeitspunkte zu berechnen entspricht praktischen Erfahrungswerten. Im Gegensatz zu den hier ebenso betrachteten empirischen Modellen kann auf dieser Basis eine Regelung aufgesetzt werden, welche insbesondere auch auf eine asymmetrische Wärmebeaufschlagung der Wandelemente gezielt reagieren kann. Dies stellt einen bedeutenden Schritt in Richtung einer zustandsorientierten Leistungsregelung dar.

Kritisch betrachtet bleibt die Frage offen, welchen Einfluss der konvektive Wärmeübergang in diesem Zusammenhang hat. Ein langer Lichtbogen, der durch magnetische Blasung in Richtung Wand abgelenkt wird, trägt mit Sicherheit auch durch Konvektion zu einer unerwünschten Wärmebeaufschlagung der Wände bei. Die Handlungsempfehlung wird jedoch ähnlich ausfallen, da ein kürzerer Lichtbogen seine Leistung stärker in die Schmelze einbringt, u.a. durch erhöhte Badeindrückung.

3 Zustandsbeobachtung am Drehstrom-Lichtbogenofen

Anhand der Systemanalyse und der Leistungsumsetzung der Lichtbögen sind bereits Zustände bekannt, die sich negativ auf den Schmelzbetrieb eines AC-EAF auswirken. Die Auswirkungen dieser unerwünschten Zustände werden üblicherweise durch Auswertung der thermischen Wandbelastung überwacht. In Kapitel 3.1 wird dieses anhand einer Kaltwasser- und einer Heißwasserkühlung näher diskutiert.

Unvorteilhafte Zustände im Ofengefäß sind auf der einen Seite frei auf die Wandelemente abstrahlende Lichtbögen, welche beispielsweise durch Schrottstürze entstehen können. In der Folge werden oft die thermisch isolierenden Schlackenabdeckungen abgeschmolzen, wodurch höhere Abwärmeverluste entstehen. Zudem kann anschließend häufig nur mit leicht reduzierter Leistung weiter geschmolzen werden. Auf der anderen Seite können Lichtbögen beim Übergang zur Flachbadphase vereinzelt auf große, schwere und relativ kalte Schrottstücke treffen. Hier sollte als entsprechende Reaktion der Lichtbogen stabilisiert werden um ein effektiveres Aufschmelzen solchen Schrotts zu bewirken. Diese Ereignisse sollten sofort erkennbar sein um eine zeitnahe, angemessene Reaktion zu ermöglichen. Hierzu wird im Folgenden zunächst auf die Analyse der elektrischen Größen eingegangen, siehe Kapitel 3.2. Eine Interpretation dieser Auswertungen wird in Kapitel 3.2.1 gegeben. Im Anschluss daran werden die akustischen Emissionen der Lichtbögen in Form von Körperschall in Kapitel 3.3 diskutiert. Die Detektion der Wandabschirmung durch das Schrotthaufwerk auf Basis der Körperschallsignale wird daraufhin in Kapitel 3.3.1 vorgestellt.

Zudem ist eine generelle Beobachtung des Einschmelzvorgangs vorteilhaft. Insbesondere wird ein verlässliches Signal benötigt, welches das Niederschmelzen des aktuellen Korbes wiedergibt. Auf diese Weise kann der nächste Schrottkorb schnellstmöglich gesetzt werden um hohe Abwärmeverluste bei weniger effektivem Schmelzbetrieb zu vermeiden. Ein solches Chargiersignal wird in Kapitel 3.3.2 vorgestellt.

Aufgrund der extremen Bedingungen ist die Erfassung der Bedingungen im Inneren eines Lichtbogenofens nur begrenzt möglich. Neben den immer verfügbaren elektrischen Größen liegt der Fokus hier auf der Auswertung von Körperschallemissionen des Ofengefäßes um Informationen über den Zustand des Inneren des AC-EAF zu erhalten. Dabei wird auch kurz auf Mikrofonmessungen zur Auswertung des Luftschalls eingegangen. Neben den hier diskutierten Methoden gibt es eine Reihe weiterer Verfahren, beispielsweise Kamerasysteme, die in einem Brenner installiert werden [Nyssen 06], oder auch spektroskopische Untersuchungen [Galochkin 11]. Auf diese Verfahren wird hier jedoch nicht näher eingegangen.

3.1 Fuzzy-basierte Auswertung des thermischen Zustands

Entsprechend der in Kapitel 2.3 durchgeführten Systemanalyse ist es Stand der Technik den thermischen Zustand eines AC-EAF zu überwachen um den elektrischen Arbeitspunkt entsprechend anzupassen, siehe hierzu insbesondere auch die Arbeiten von [Brod 89], [Krüger 98a], [Görtler 04], [Treppschuh 08] und [Dorndorf 09].

Dazu sollte die Wärmebeaufschlagung jedes Wandelements einzeln ausgewertet werden. Eine Erfassung von Druck, Menge und/oder Temperatur im gemeinsamen Vor- und Rücklauf ist für eine Überwachung der Wandpaneele zum Schutz vor kritischen Zuständen eines einzelnen Wandelements nicht ausreichend. Dies ist vor allem ein Sicherheitsaspekt. Es ermöglicht jedoch auch eine gezielte Reaktion auf asymmetrische Temperaturbelastungen [Knoop 97]. Bezogen auf die einzelnen Ausführungsarten als Kalt-, Warm- oder Heißwasserkühlung gibt es wesentliche Unterschiede in Bezug auf den Informationsgehalt.

Eine Kaltwasserkühlung wird typischerweise im Bereich von 25-50 °C bei 3-6 bar betrieben, während die nicht weiter betrachtete Warmwasserkühlung bei 70-110 °C und 7-12 bar betrieben wird. Beide Kühlungsarten sind im Hinblick auf eine Überwachung von Leckagen vollständig durch eine Mengen-, Druck- und Temperaturmessung überwachbar. Die Wärme wird jeweils durch Konvektion und unterkühltes Sieden an das Kühlwasser abgegeben. Eine Heißwasserkühlung wird dagegen bei 192-220 °C und 13-23 bar betrieben und lässt eine vergleichsweise um ca. 50 % höhere Wärmestromdichte zu. Auf der anderen Seite lässt sich die Heißwasserkühlung nur durch eine Mengen- und Druckmessung überwachen, da hier eine Wärmebeaufschlagung nicht zu einer erhöhten Temperatur, sondern zu einer höheren Dampfmenge führt. Entsprechend wird der Wärmeübergang durch Blasenverdampfung und unterkühltes Sieden bestimmt. Die oben aufgeführten Daten sind [Andritzke 87] bzw. [Heinen 97] entnommen. Für eine weiterführende Darstellung des Aufbaus und der unterschiedlichen Ausführungsarten wird auf diese Arbeiten verwiesen.

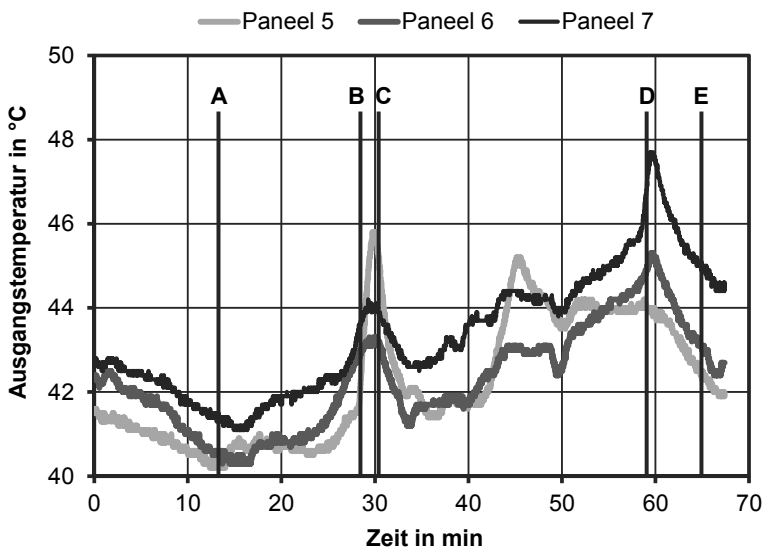


Bild 3.1: Ausgangstemperaturen der Paneele eines Wandbereichs mit Kaltwasserkühlung im Verlauf einer Charge

Da die oben beschriebene Kaltwasserkühlung auch am Ausgang keinen Dampfgehalt im Kühlmittel hat, findet kein Wärmeübergang durch Phasenumwandlung statt. Die Abwärme wird demnach lediglich durch Erhöhung der thermischen Energie des Kühlwassers aufgenommen. Der entsprechende thermische Wärmestrom ϕ_{th} ergibt sich durch

$$\phi_{\text{th}} = c_p \dot{m} \Delta T = c_p \dot{m} (T_{\text{aus}} - T_{\text{ein}}) \quad (3.1)$$

mit der spezifischen Wärmekapazität c_p und dem Massenstrom \dot{m} des Kühlwassers. Die Eingangstemperatur T_{ein} ist dabei für alle Wandelemente identisch und verändert sich ggf. im Verlauf der Jahreszeiten in einem gewissen Bereich. Zur Reduzierung der Wartungsarbeiten sollte Ausgangstemperatur T_{aus} unter 55°C bleiben, da ansonsten Kalkausscheidungen auftreten [Andritzke 87].

Einen typischen Verlauf der Ausgangstemperaturen eines Wandbereichs dreier Paneele zeigt **Bild 3.1**, beginnend mit dem Zurückkippen nach Abstich. Die Temperaturen fallen zunächst aufgrund des neu gesetzten Schrottkorbs bis zum Einschalten bei Markierung A. Mit zunehmend niedergeschmolzenem Schrott nehmen die Temperaturen bis zum Setzen des nächsten Korbes bei Markierung B zu. Dieser führt wiederum zu sinkenden Temperaturen obwohl bereits nach zwei Minuten wieder angefahren wird. Gegen Ende der Hauptschmelzperiode des zweiten Korbes und in der Überhitzungsphase steigen die Temperaturen jeweils leicht an, bis bei Markierung D die Abstichtemperatur erreicht ist. Markierung E zeigt abschließend den Zeitpunkt des Setzens eines neuen Korbes, worauf kurze Zeit später die automatische Messdatenerfassung dieser Charge endet. Der gezeigte Temperaturverlauf weist mit einer Temperaturerhöhung von 7°C keine ungewöhnlichen Temperaturerhöhungen auf und kann in Form eines Modells hinterlegt werden [Dorndorf 09]. Eine übermäßige Erhöhung gegenüber dem typischen Verlauf in Bild 3.1 wird als abnormale Wärmebelastung interpretiert und als Zustandsvariable in die übergeordnete Leistungsregelung übergeben, siehe entsprechender Regelkreis der Leistung in Bild 2.9.

Demgegenüber zeigt sich in der Auswertung der Wandbelastung bei einer Heißwasserkühlung ein geringerer Informationsgehalt. Da der Wärmeübergang durch unterkühltes Sieden und Blasenverdampfung stattfindet, erfolgt keine Temperaturänderung zwischen Eingang und Ausgang eines Wandelements. Die Bilanzierung des thermischen Wärmestroms muss entsprechend über eine Änderung der Volumen- und Massenströme zwischen Eingangs- und Ausgangsseite erfolgen. Zur Realisierung muss also jedes Wandelement mit der entsprechenden Messtechnik ausgerüstet werden.

In der Praxis hat sich dagegen eine Durchflussmessung im Vorlauf der Wandelemente etabliert. So ist in dem hier betrachteten Fall der Volumenstrom der Eingangsseite der Wandpaneele bekannt, andere Messwerte sind nicht verfügbar. Mittels eines manuell verstellbaren Ventils wird für jedes Wandelement ein bestimmter Volumenstrom unter Normalbedingungen eingestellt. Die einzelnen Paneele des Kühlkreises der Ofenwand sind dabei parallel angeordnet. Die Heißwasserkühlung ist dabei so

konzipiert, dass ein konstanter Volumenstrom im Vorlauf des Kühlkreises der Wandkühlung eingehalten wird.

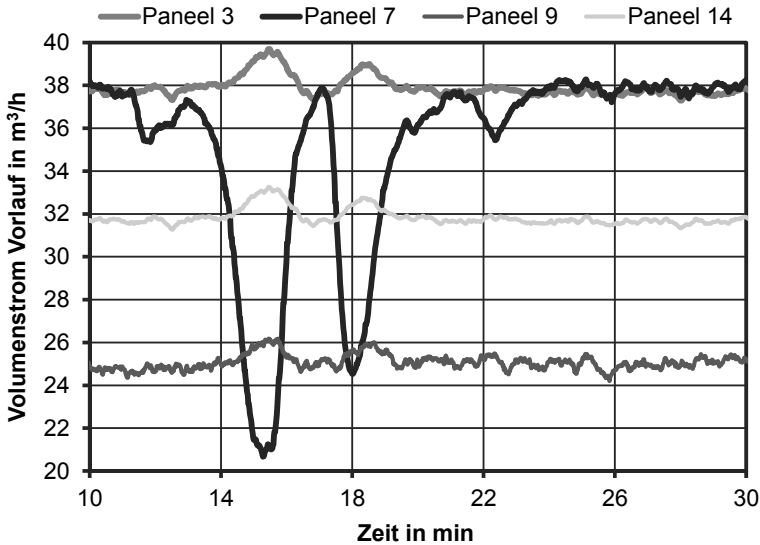


Bild 3.2: Vorlaufmengen einzelner Wandpaneele einer Heißwasserkühlung gegen Ende eines ersten Korbes mit erheblicher Temperaturbelastung

Die Vorlaufmengen einiger Wandpaneele sind in **Bild 3.2** ab Mitte eines ersten Schrottkorbes gezeigt. Es tritt eine erhebliche Wärmebeaufschlagung des Wandpaneels 7 zwischen der 14. und der 19. Minute auf, welche anhand eines Rückgangs des Volumenstroms in das Wandelement 7 erkennbar wird. Steigt die Wärmebeaufschlagung eines Wandelements stark an, setzt eine starke Dampfblasenbildung ein, welche zu einer erheblichen Volumenvergrößerung des Kühlwassers im Wandelement führt. In der Folge steigt der Strömungswiderstand in diesem Wandpaneel und es wird eine wesentlich höhere treibende Kraft benötigt um den Massenstrom in das belastete Wandelement aufrechtzuerhalten [Mayinger 84]. Bedingt durch die Parallelschaltung der Wandelemente verteilt sich der Volumenstrom daher um. Die Durchflussmenge des belasteten Wandelements geht zurück. Während die Durchflussmenge der anderen Wandelemente ansteigt, bedingt durch die konstant gehaltene Gesamtvorlaufmenge.

Dieser im Englischen als „burnout“ bezeichnete Zustand führt zu einem Rückgang des Massenstroms in das belastete Wandelement, wodurch die abtransportierte Wärmemenge nochmals sinkt. Bei gleichbleibender Wärmebeaufschlagung kann dies zu periodischen Schwankungen des Massenstroms führen. Dieses Verhalten wird durch eine Vielzahl von Mechanismen hervorgerufen, welche u.a. auch Kompressions- und Expansionsvorgänge des Dampfes beinhalten [Mayinger 84]. Diese Zustände sind unbedingt zu vermeiden, da ansonsten eine erhebliche Schädigung

des Wandelements verursacht werden kann. In einem solchen Fall ist ein entschlossener Regeleingriff unabdingbar um die Wärmebeaufschlagung zu senken. In Bild 3.2 geht die Belastung des Wandpaneels 7 erst kurz vor Ende des ersten Korbes in der 26. Minute zurück.

Gegenüber der Kaltwasserkühlung wird ersichtlich, dass eine kontinuierliche Zunahme der Wärmebeaufschlagung nicht anhand der Vorlaufmengen erkennbar ist. Vielmehr hat die Durchflussmenge eines Wandpaneels hier eine Art digitalen Informationsgehalt, dessen Zustände „keine Wandbelastung erkennbar“ oder zu „hohe Wandbelastung erkennbar“ entsprechen. Während ein frei abstrahlender Lichtbogen bei einer Kaltwasserkühlung erst mit zunehmend abgeschmolzenen Schlackenabkungen zeitverzögert einen Anstieg der Ausgangstemperatur bewirkt [Krüger 98b], so ist diese Totzeit bei einer Heißwasserkühlung nochmals größer. Es kann erst ein Anstieg der Wärmebeaufschlagung gemessen werden, wenn diese bereits so hoch ist, dass ein massiver Regeleingriff notwendig ist.

Aufgrund der komplexen Zusammenhänge an einem Lichtbogenofen erscheint der Einsatz künstlicher Intelligenz besonders vorteilhaft zu sein, siehe u.a. [Timm 95] und [Rendueles 04]. Gegenüber einem großflächigen Einsatz dieser Methoden wird in der vorliegenden Arbeit eine konkrete Modellbildung der Sachverhalte mit konventionellen Methoden bevorzugt.

Eine Bewertung und Klassifizierung des thermischen Zustandes eines Lichtbogenofens durch Fuzzylogik ist eine eingängige und verbreitete Methode, siehe u.a. [Treppschuh 08] und [Dorndorf 09], welche auch hier im Folgenden eingesetzt wird. Für eine Darstellung der Theorie von Fuzzy-Logik und dem Entwurf von Fuzzy-Regelungen wird an dieser Stelle auf [Kahlert 93] verwiesen. Für eine Heißkühlung wird hier die Abweichung des Volumenstroms ΔQ_o in das Wandelement o definiert zu

$$\Delta Q_o = \frac{Q_{\text{Soll},o} - Q_{\text{Ist},o}}{|Q_{\text{max}}|} \quad (3.2)$$

mit der aktuell gemessenen Vorlaufmenge $Q_{\text{Ist},o}$, dem Sollwert der Vorlaufmenge $Q_{\text{Soll},o}$ und dem maximalen Wert des Rückgangs der Vorlaufmenge Q_{max} . Die so normierten Abweichungen werden nun über eine Zuordnungstabelle mit den Gewichtungsfaktoren $W_{k,o}$ den Strängen k des AC-EAF zugeordnet, deren Lichtbögen Hauptverursacher der Wärmebeaufschlagung sind. Dazu können Wandelemente genau zwischen zwei Hot-Spots auch zwei Lichtbögen mit unterschiedlicher Gewichtung zugeordnet werden, siehe [Görtler 04]. Anschließend wird für die Lichtbögen der drei Stränge k der jeweils maximale Rückgang $\Delta Q_{k,\text{max}}$ berechnet zu

$$\Delta Q_{k,\text{max}} = \max(\Delta Q_o W_{k,o}) \quad \forall o. \quad (3.3)$$

Zusätzlich zur späten Detektion einer Wandbelastung verfügt das System Heißwasserkühlung nicht über eine Art „Gedächtnis“. So geht die Vorlaufmenge von Wandpaneel 7 in Bild 3.2 nach einer extremen Wärmebelastung zurück auf ihren ursprünglichen Sollwert. Ohne Kenntnis der Vergangenheit ist ab der 24. Minute nicht mehr

erkennbar, dass dieses Wandelement durch fehlende Schlackenabdeckungen o.Ä. auch in Zukunft empfindlich auf eine Wärmebeaufschlagung reagieren wird. Es wird daher die Vergangenheit des Rückgangs der Vorlaufmenge $\Delta Q_{k,V}$ als Variable eingeführt

$$\Delta Q_{k,V}(n\Delta t + 1) = \begin{cases} (1 - w_Q) \Delta Q_{k,V}(n\Delta t) & \text{für } \Delta Q_{k,V}(n\Delta t) > \Delta Q_{k,\max}(n\Delta t) \\ \Delta Q_{k,\max}(n\Delta t) & \text{für } \Delta Q_{k,V}(n\Delta t) \leq \Delta Q_{k,\max}(n\Delta t) \end{cases} \quad (3.4)$$

welche die zurückliegenden größten Abweichungen der Vorlaufmenge speichert und mit einer Zeitkonstanten im Bereich von 200 Sekunden, bzw. w_Q von 0,005, abklingend bewertet. Auf diese Weise kann eine zurückliegende Wandbelastung in die Beurteilung des thermischen Zustandes des Ofengefäßes einfließen.

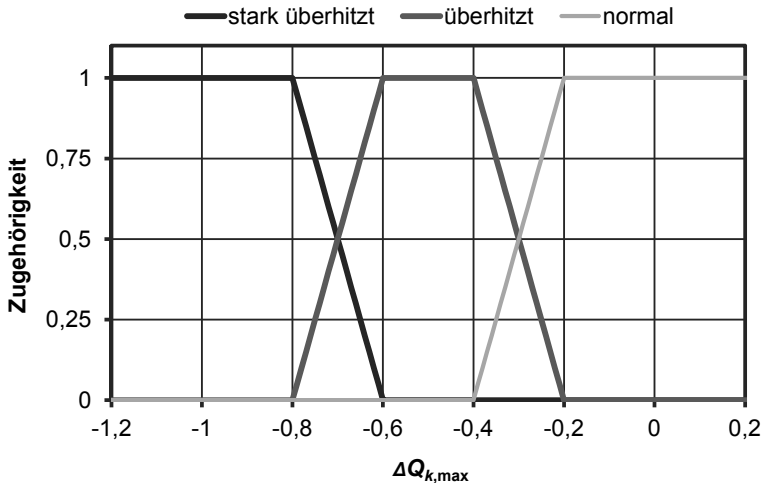


Bild 3.3: Zugehörigkeitsfunktionen zur Fuzzifizierung des Rückgangs der Vorlaufmengen einer Heißwasserkühlung

Durch Zugehörigkeitsfunktionen in Trapezform wird der momentane Rückgang der normierten Vorlaufmenge $\Delta Q_{k,\max}$ nun in die unscharfen Mengen normal, überhitzt und stark überhitzt eingeordnet, siehe **Bild 3.3**. So führt ein normierter Rückgang von -0,3 zu einer Zuordnung von 50 % „normal“ und 50 % „überhitzt“. Eine Erhöhung der Vorlaufmenge gegenüber dem Sollwert hat entsprechend dem oben beschriebenen Verhalten der Heißwasserkühlung keine Aussagekraft. Aufgrund von auftretenden Schwankungen wird ein normierter Rückgang von -20 % erst als zunehmend überhitzter Zustand bewertet. Auf ähnliche Art und Weise wird die vergangene Belastung der Wandelemente $\Delta Q_{k,V}$ fuzzifiziert. Dieser Vorgang der Fuzzifizierung ermöglicht es Expertenwissen in Form von verbalen Regeln aufzustellen, z. B. „Wenn $\Delta Q_{k,\max}$ stark überhitzt ist und $\Delta Q_{k,V}$ stark überhitzt ist, dann ist der thermische Ofenzustand äußerst kritisch“. Die aus Prämisse und Konklusion bestehenden Regeln definieren die

Dynamik des Systems. Durch eine anschließende Defuzzifizierung wird der Ausgangswert anhand des Erfüllungsgrades der einzelnen Regeln berechnet, z. B. durch die Schwerpunktmethod. Im vorliegenden Fall mit zwei Eingangsvariablen kann die Dynamik des Systems als dreidimensionaler Plot dargestellt werden, siehe **Bild 3.4**. Es ergibt sich ein stetiger Verlauf der Ausgangsvariablen „thermischer Ofenzustand“ bei Variation der Eingangsgrößen.

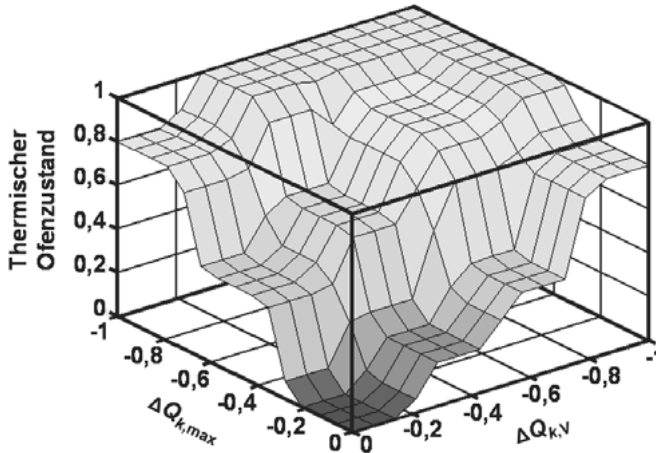


Bild 3.4: Kennfeld eines Fuzzy-Reglers zur Bestimmung des thermischen Ofenzustands für eine Heißwasserkühlung

Der thermische Ofenzustand wird nun für jeden Strang einzeln durch das in Bild 3.4 gezeigte Fuzzy-Feld bewertet. Anschließend wird der auf den Wertebereich 0 bis 1 normierte Ausgang durch eine Leistungsregelung weiter verarbeitet, siehe hierzu Kapitel 4. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass die oben genannten Methoden zur Auswertung der Wandkühlung nur unter kontrollierten Bedingungen eines ordentlich ausgelegten Kühlsystems anwendbar sind. Für eine weitergehende Betrachtung der Wärmeübertragung an die Wandelemente sei hier auf [Scholz 86] verwiesen.

3.2 Elektrische Signale im Prozessverlauf

Die elektrischen Größen eines Drehstrom-Lichtbogenofens unterliegen typischen Veränderungen während des Prozessverlaufs. Dazu werden im Folgenden die elektrischen Größen der Hochstromseite betrachtet. Die Strangströme können durch Rogowskispulen gemessen werden, welche in der Regel kurz hinter dem Ofentransformator angebracht sind [Bretthauer 75]. Im Gegensatz zur Strommessung mittels Stromwandler ist diese Methode auch bei höheren Frequenzen im kHz-Bereich noch exakt. Das so gemessene Zeitsignal kann anschließend weiter verarbeitet werden, z. B. wie nachfolgend beschrieben durch eine Frequenzanalyse. Die Strangspannungen werden über eine quasi stromlose Messleitung zum freien Ofensternpunkt ge-

messen, dabei ist der in Kapitel 2.2 bereits diskutierte Messfehler jedoch zu beachten.

Das charakteristische Verhalten der so gemessenen elektrischen Größen wird durch eine Vielzahl von Autoren untersucht, sowohl mit statistischen Methoden als auch mittels Signalverarbeitung, siehe u.a. [Lindig 79], [Grigat 86], [Melder 99] und [Görtler 04]. Bereits 1977 wird ein Ansatz beschrieben, den Schmelzverlauf durch die Harmonischen in den Strangströmen zu beobachten [Lindig 77]. Insbesondere auch im Zusammenhang mit der Schaumslaggenfahrweise wird häufig eine Auswertung der Stromoberwellen vorgenommen, siehe [Bowman 90], [Homeyer 01], [Sedivy 08] und [Kleimt 09]. Im Folgenden wird gegenüber den bekannten Arbeiten versucht das gesamte Spektrum der Ströme unterhalb von 1 kHz zu untersuchen und mittels einer Korrelationsanalyse jeweils die Beziehung zum elektrischen Arbeitspunkt zu beurteilen.

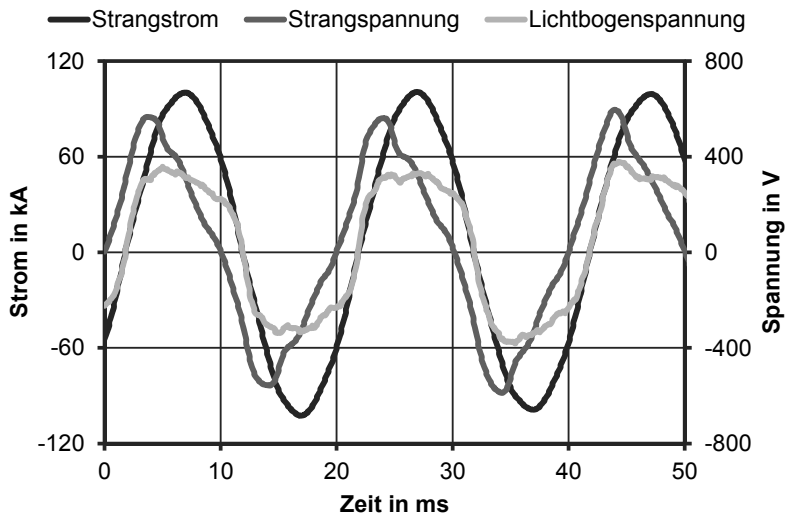


Bild 3.5: Typische Verläufe der elektrischen Größen in einem AC-EAF während der Flachbadphase

Während des Prozessverlaufs treten typische Zeitverläufe der gemessenen Größen auf. **Bild 3.5** zeigt einen typischen Verlauf des Stromes i und der Spannung u eines Strangs über zweieinhalb Perioden der 50 Hz Grundschiwingung während der Flachbadphase. Aufgrund der häufigen Benennung von Oberwellen im weiteren Verlauf, wird sich hier auf die in Deutschland eingesetzte Netzfrequenz von 50 Hz bezogen. Bedingt durch die hohen induktiven Zuleitungsverluste des Hochstromsystems L_{HS} ist eine deutliche Phasenverschiebung zwischen Strangstrom und der gemessenen Strangspannung u_M erkennbar. Im Gegensatz zur Modellbildung in Kapitel 2.5 ist das tatsächliche Verhalten des Lichtbogens hier in Form der typischen Lichtbogenspannung u_{LB} ersichtlich, welche synchron zum Nulldurchgang des jeweiligen

Strangstroms verläuft. Der Zeitverlauf der Lichtbogenspannung u_{LB} wird unter weiterer Berücksichtigung der Resistanz des Hochstromsystems R_{HS} berechnet zu

$$u_{LB} = u_M - L_{HS} \frac{di}{dt} - R_{HS} i. \quad (3.5)$$

Der Strangstrom zeigt einen nahezu ungestörten sinusförmigen Verlauf. Ebenso weist die hier nicht gezeigte sekundärseitige Außenleiterspannung des Ofentransformators einen nahezu sinusförmigen Verlauf auf. Die zwischen dem Ofentransformator und freiem Ofensterpunkt gemessene Spannung eines Stranges zeigt dagegen die typischen Verzerrungen, siehe Bild 3.5. Diese sind vor allem auf die nichtlineare Charakteristik des Lichtbogens zurückzuführen, deren Ursache bereits in Kapitel 2.4 erörtert wird. Während der Flachbadphase brennen die Lichtbögen zwischen dem flüssigen Metallbad und den Graphitelektroden mit nur geringen Störeinflüssen. **Bild 3.6** zeigt für diesen Prozessabschnitt die Nichtlinearität des Lichtbogens im Verlauf einer Periode der 50 Hz Grundschwingung. Der Zeitverlauf ist dabei nur für große Ströme über 20 kA dargestellt um Randeffekte und eine Division durch Null bei der Berechnung während des Stromnulldurchgangs auszublenden. Der Lichtbogen wird hier mit einer Leistung von 17 MVA und einem Strom von 55 kA betrieben.

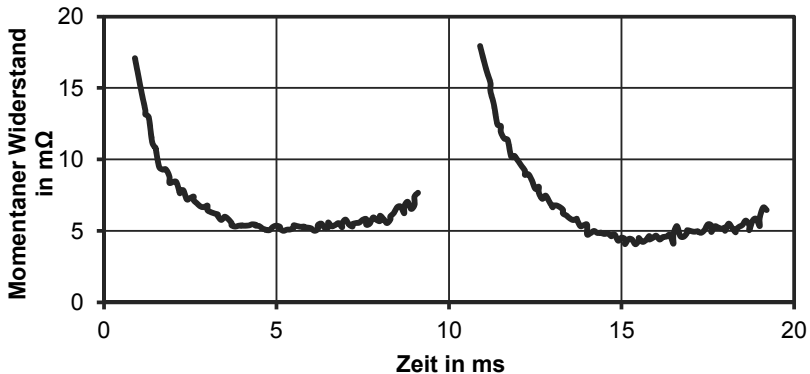


Bild 3.6: Zeitverlauf des momentanen Widerstands eines Lichtbogens im AC-EAF während der Flachbadphase

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die dargestellte Charakteristik eines Lichtbogens im Kontext eines Drehstrom-Lichtbogenofens zu betrachten ist. Zum einen besteht dadurch eine Überlagerung der Effekte der drei Lichtbögen. Zum anderen erweist sich das Drehstromsystem jedoch vorteilhaft für den Lichtbogenbetrieb gegenüber einem einphasigen Wechselstrom [Bowman 09]. Des Weiteren sind geringe Unterschiede zwischen der positiven Stromhalbwelle links und der negativen Stromhalbwelle rechts in Bild 3.6 erkennbar. Zum einen kann dieser Effekt durch einen Unterschied in der Ausprägung des Lichtbogens während der einzelnen Halbwellen erklärt werden [Bowman 69]. Zum anderen ist dies bedingt durch die unter-

schiedlichen physikalischen Eigenschaften der Graphitelektrode und des Stahlbades. Für eine nähere Beschreibung sei an dieser Stelle auf [Bowman 09] verwiesen.

In Kapitel 2.4 und 2.5 wird näher erläutert, dass durch eine Veränderung des elektrischen Arbeitspunktes die Verzerrung der elektrischen Größen bzw. ursächlich die Nichtlinearität des Plasmas direkt beeinflusst wird. Darüber hinaus wird der Prozess statistisch erheblich gestört, vor allem durch den Schrotteinsatz während der Hauptschmelzperiode. Nachfolgend wird nun beschrieben wie diese Phänomene sich in den elektrischen Signalen darstellen.

Ein geeignetes Maß für die Verzerrung der elektrischen Größen ist der Grundschwingungsgehalt $g_{i,k}$ des Stromes i in Strang k . Dieser berechnet sich nach [DIN 40110] durch den Effektivwert des Stromes $I_{\text{eff},k}$ und den Effektivwert der Grundschwingung dieses Stromes $I_{50 \text{ Hz},k}$ zu

$$g_{i,k} = \frac{I_{50 \text{ Hz},k}}{I_{\text{eff},k}}. \quad (3.6)$$

Der Grundschwingungsgehalt des Stromes nimmt i.d.R. mit fortschreitendem Prozessverlauf zu. **Bild 3.7** zeigt einen typischen Verlauf dieser Größe für die drei Strangströme eines AC-EAF zur Herstellung von rostfreiem Edelstahl über den Verlauf des dritten und damit letzten Korbes bis zum Abstich nach 73 Minuten seit Charbegin. Dieser wird hier exponentiell gemittelt mit einer Zeitkonstante von zehn Sekunden. Die Hauptschmelzperiode ist gekennzeichnet durch einen niedrigen Grundschwingungsgehalt, verursacht durch statistische Störungen der Lichtbögen und die ausgeprägte Nichtlinearität der Plasmasäule. Es sei an dieser Stelle erwähnt, dass der Grundschwingungsgehalt in einem AC-EAF zur Herstellung von Baustahl höher liegt. Die begründete Vermutung lautet hier, dass die spezifischen Eigenschaften des eingesetzten Schrotts großen Einfluss haben. Tatsächlich kann bereits ein unterschiedliches Verhalten zwischen der Herstellung von Austenit und Ferrit beobachtet werden.

Gegen Ende der Hauptschmelzperiode geht die Standardabweichung des Grundschwingungsgehaltes stark zurück. Beträgt diese im Bereich der 50. bis 53. Minute noch 3,03 % bei einem Mittelwert von 94 %, so beträgt sie in der 60. bis 63. Minute nur noch 0,2 % bei einem Mittelwert von 99,7 %, jeweils berechnet durch die pro Sekunde gemittelten Werte der drei Stränge. Der Grundschwingungsgehalt nimmt im Prozessverlauf temporär an einigen Stellen jedoch auch wieder ab, siehe Bild 3.7 nach 63 Minuten. Dies kann entsprechend Kapitel 2.4 als Zustand erhöhter Nichtlinearität des Lichtbogens durch vergleichsweise kalte Schrottstücke am Lichtbogen-Fußpunkt aufgefasst werden und wird in Kapitel 3.2.1 näher beschrieben.

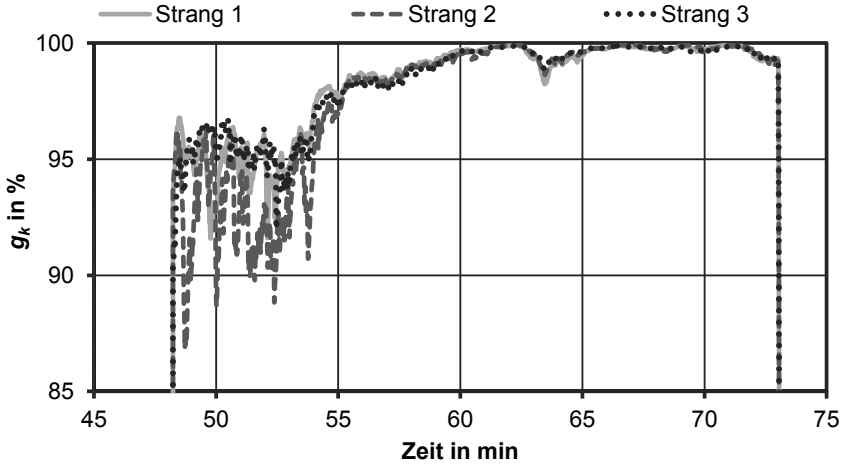


Bild 3.7: Grundswingungsgehalt der Strangströme in einem AC-EAF zur Herstellung von rostfreiem Stahl

Die durch den Lichtbogen verursachten Störungen der elektrischen Größen sollen nun im Folgenden hinsichtlich ihrer spektralen Anteile näher untersucht werden. Dazu wird das normierte Leistungsdichtespektrum $S_{in}(p)$ des Strangstroms i berechnet, welches in **Bild 3.8** dargestellt ist. Die Berechnung erfolgt über die diskrete Fourier-Transformation (DFT) einer Sekunde des an $N = 12800$ Stützstellen abgetasteten Stromes $i(n)$ mit $n = 0, 1, \dots, N-1$ nach

$$I(p) = \sum_{n=0}^{N-1} i(n) e^{-jnp \frac{2\pi}{N}} \quad (3.7)$$

mit $I(p)$ als diskreter Fourier-Transformierter des Stromes an den diskreten Frequenzstützstellen p . Daraus ergibt sich das Leistungsdichtespektrum zu

$$S_i(p) = \frac{1}{N} |I(p)|^2, \quad (3.8)$$

siehe u.a. [Fliege 08]. Unter Anwendung des Parsevalschen Theorems für finite Signale im Zeit- und Frequenzbereich kann die mittlere Signalleistung P_{Smi} des Stromes i sowohl durch $i(n)$ als auch über $I(p)$ berechnet werden

$$P_{Smi} = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} |i(n)|^2 = \frac{1}{N^2} \sum_{p=0}^{N-1} |I(p)|^2. \quad (3.9)$$

Die mittlere Signalleistung entspricht damit dem Quadrat des in [DIN 40110] definierten Effektivwertes einer diskret abgetasteten Mischgröße, woraus sich folgender Zusammenhang ergibt

$$I_{\text{eff}} = \sqrt{P_{\text{Smi}}} \quad (3.10)$$

Um den spektralen Anteil an der mittleren Signalleistung darzustellen, wird das Leistungsdichtespektrum $S_i(p)$ mit der mittleren Signalleistung P_{Smi} normiert zu

$$S_{\text{in}}(p) = \frac{S_i(p)}{NP_{\text{Smi}}} \quad (3.11)$$

Durch diese in Bild 3.8 verwendete Normierung ergibt die Summe der spektralen Anteile exakt Eins

$$\sum_{p=0}^{N-1} S_{\text{in}}(p) = 1. \quad (3.12)$$

Damit kann der relative Anteil der einzelnen Spektrallinien am Effektivwertquadrat von I_{eff} eines Strangstromes im diskreten Leistungsdichtespektrum direkt aus Bild 3.8 entnommen werden. Die gezeigten Spektren für die Hauptschmelzperiode und die Flachbadphase sind typisch für einen Rostfreistahlofen mit hoher Anschlussleistung. Die nachfolgenden Betrachtungen gelten insbesondere für diese Art von Lichtbogenofen, der im vorliegenden Fall mit einer sekundären Nennspannung von 700-1000 V und einem sekundären Sollstrom im Bereich von 60-75 kA betrieben wird. Eine Übertragung der Ergebnisse auf andere Lichtbogenöfen wird im Anschluss an diese Betrachtungen diskutiert.

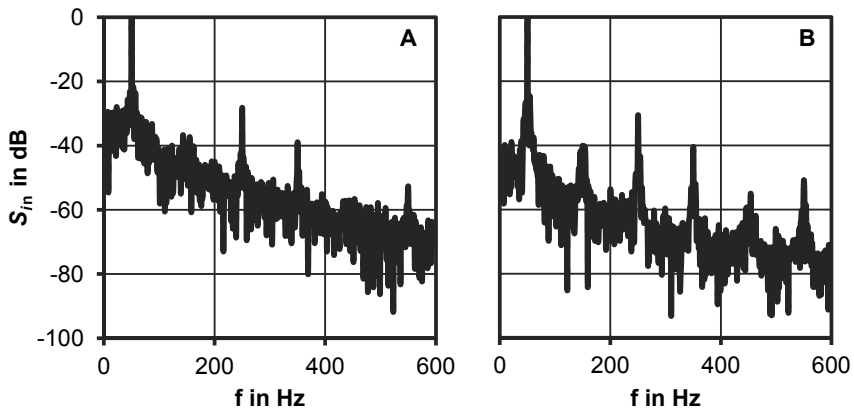


Bild 3.8: Normiertes Leistungsdichtespektrum des Stromes während der Hauptschmelzperiode (A) und der Flachbadphase (B)

Das Spektrum des Stromes ist neben der Grundschiwingung insbesondere durch die ungeradzahlgigen Oberwellen geprägt. Auffällig ist ein Rückgang der Zwischenharmonischen um ca. eine Dekade im Prozessverlauf einer Charge. Während der Hauptschmelzperiode ist der spektrale Anteil der Harmonischen mit höherer Ordnung ähnlich zum spektralen Anteil der sie umgebenden Frequenzen. Im Gegensatz zu diesen Zwischenharmonischen bleibt deren Niveau jedoch weitgehend unverändert. Im Folgenden wird zunächst auf die Oberwellen eingegangen.

Die typischen Verläufe der normierten spektralen Leistungsdichte einiger Harmonischen eines Strangstromes während eines ersten Korbes zeigt **Bild 3.9**, gemittelt mit einer Zeitkonstante von fünf Sekunden. Die Normierung ist für eine Aussage über den Anteil der Oberwellen zwingend erforderlich, da der Amplitudenverlauf der spektralen Anteile an sich stark an den Stromsollwert gekoppelt ist. Aufgrund der Größenunterschiede werden die Oberwellen in dB dargestellt. Die spektralen Anteile der gezeigten Stromoberwellen ändern sich im Verlauf des ersten Korbes innerhalb weniger als einer Größenordnung. Das gezeigte Verhalten der Harmonischen i_{1p} des ersten Strangs ist repräsentativ für die beiden verbleibenden Stränge, da die Summe der Oberwellen einer Ordnung p zu jeder Zeit Null ergeben muss

$$i_{1p} + i_{2p} + i_{3p} = 0. \quad (3.13)$$

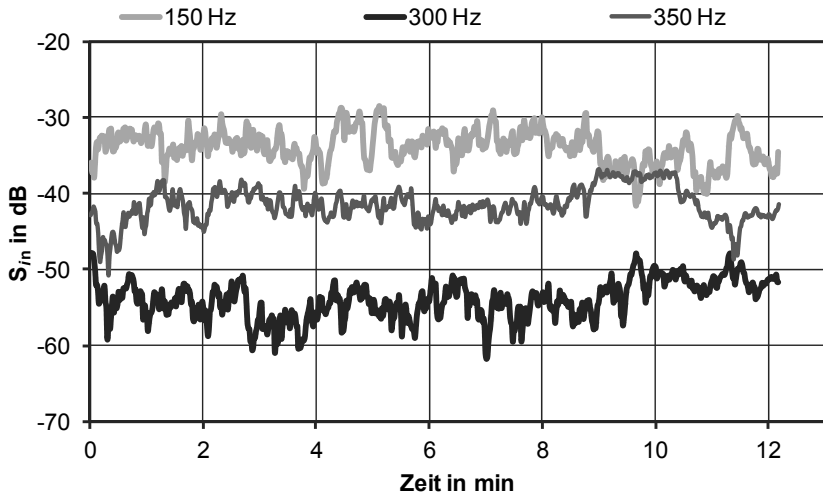


Bild 3.9: Normiertes Leistungsdichtespektrum einiger Stromoberwellen im Verlauf eines ersten Korbes

Ein hoher Anteil der 150 Hz Oberwelle in Bild 3.9 zeigt eine Betriebsweise mit asymmetrischem elektrischen Arbeitspunkt, siehe [Grigat 86] und [Bowman 09]. Die dritte Harmonische ist jedoch nur bedingt als direktes Maß für eine asymmetrische Fahrweise geeignet. **Bild 3.10** zeigt dazu eine Korrelation der normierten Leistung

der 150 Hz Harmonischen mit der mittleren Abweichung der drei Strangströme vom Strommittelwert in kA. Die Datenbasis bilden dabei jeweils 600 sekundlich berechnete Werte. Während der letzten zehn Minuten der Hauptschmelzperiode des ersten Korbes in Bild 3.9 beträgt das Bestimmtheitsmaß der Korrelation 0,15. Demnach besteht für diesen Prozessabschnitt kein unmittelbarer Zusammenhang. Während der Flachbadphase werden die Lichtbögen weniger stark statistisch gestört. Auch hier wird eine Korrelation der sekundlichen Werte über zehn Minuten berechnet, es ergibt sich ein Bestimmtheitsmaß von 0,32. Unter der Voraussetzung geringer Störungen der elektrischen Größen wird demnach eine Korrelation beobachtet. Entsprechend der in Bild 3.8 gezeigten Fourieranalyse eines Strangstroms geht der Anteil der 150 Hz Harmonischen im Prozessverlauf leicht zurück.

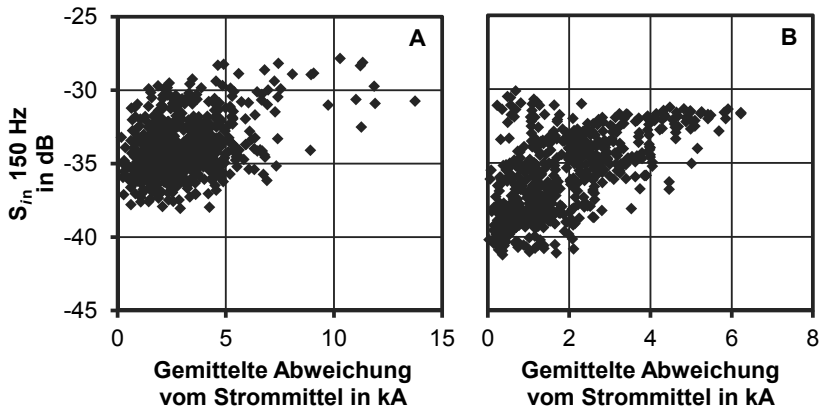


Bild 3.10: Korrelation des spektralen Anteils der 3. Stromoberwelle mit der mittleren Abweichung vom Strommittel während der Hauptschmelzperiode (A) und der Flachbadphase (B)

Neben der 3. Stromoberwelle zeigt auch die 9. Stromoberwelle eine Kopplung an das Ausmaß der Asymmetrie der Strangströme, siehe [Grigat 86]. Analog zur bisherigen Betrachtung zeigt **Bild 3.11** die Korrelation der spektralen Leistung der 450 Hz Harmonischen normiert auf die 50 Hz Grundschiwingung mit der mittleren Abweichung der drei Strangströme vom Strommittelwert in kA. Die ausgewählten Zeitabschnitte entsprechen dabei denen in Bild 3.10. Die Korrelationsanalyse ergibt für die Hauptschmelzperiode wiederum ein geringes Bestimmtheitsmaß von 0,1. Im Gegensatz dazu liegt während der Flachbadphase eine hohe Korrelation mit einem Bestimmtheitsmaß von 0,6 vor. Demnach erscheint die 9. Stromoberwelle als Maß des Grades der Asymmetrie der Strangströme während des wenig gestörten Betriebs in der Flachbadphase besonders geeignet. Die übrigen Oberwellen des Strangstromes bis zur 9. Harmonischen zeigen keine Korrelation mit der mittleren Abweichung vom Strommittelwert.

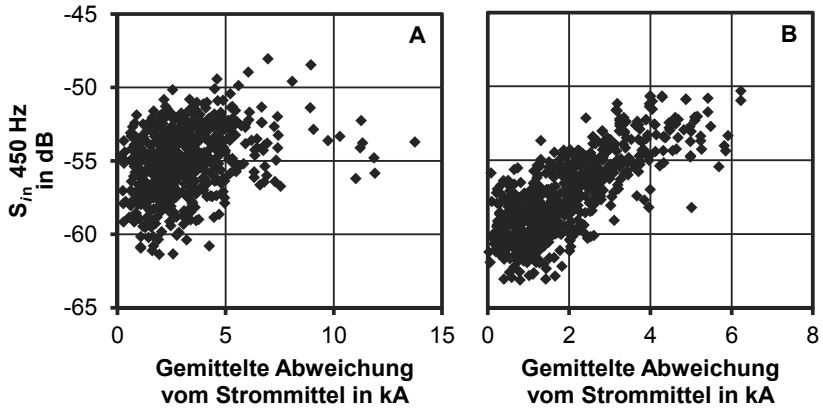


Bild 3.11: Korrelation des spektralen Anteils der 9. Stromoberwelle mit der mittleren Abweichung vom Strommittel während der Hauptmelzperiode (A) und der Flachbadphase (B)

Des Weiteren ist eine Kopplung der Oberwellen an den elektrischen Arbeitspunkt erkennbar, so korreliert der Rückgang der 350 Hz Oberwelle in Bild 3.9 nach der 10. Minute mit einer Verringerung der Außenleiterspannung durch Schalten des Ofentransformators. **Tabelle 3.1** zeigt dazu die Bestimmtheitsmaße der Korrelationen zwischen dem Mittelwert der normierten Leistungsdichte der Harmonischen der Strangströme und dem elektrischen Arbeitspunkt in Form des Mittelwertes der Strangströme und Strangspannungen. Der Analyse liegen dabei Messdaten aus der Flachbadphase über zehn Minuten zu Grunde, welche sekundlich berechnet sind. Der elektrische Arbeitspunkt wirkt sich insbesondere auf die Harmonischen 5. bis 7. Ordnung aus.

Tabelle 3.1: Bestimmtheitsmaße für die Korrelation der spektralen Anteile der Strangströme mit dem elektrischen Arbeitspunkt in der Flachbadphase

	Mittelwert Strangströme	Mittelwert Strangspannungen
100 Hz	0,05	0,06
150 Hz	0,22	0,10
200 Hz	0,37	0,35
250 Hz	0,79	0,74
300 Hz	0,61	0,54
350 Hz	0,68	0,60
400 Hz	0,07	0,03
450 Hz	0,03	0,00

Zur näheren Untersuchung dieses Zusammenhangs zeigt **Bild 3.12** die Korrelation der gemittelten und normierten Leistungsdichte der 250 Hz Harmonischen der drei

Strangströme mit der mittleren Stromstärke und der mittleren Strangspannung. Es ist zu entnehmen, dass sich der spektrale Anteil der 5. Stromoberwelle proportional zur Strangspannung, jedoch antiproportional zur Stromstärke verhält. Dies entspricht der Beobachtung einer Zunahme der 5. Stromoberwelle für stromschwache, lange Lichtbögen durch [Lindig 77] im Bereich von 10 bis 25 kA. Die spektralen Anteile anderer ungeradzahlicher Harmonischer der Strangströme verhalten sich ebenso umgekehrt proportional zur Stromstärke.

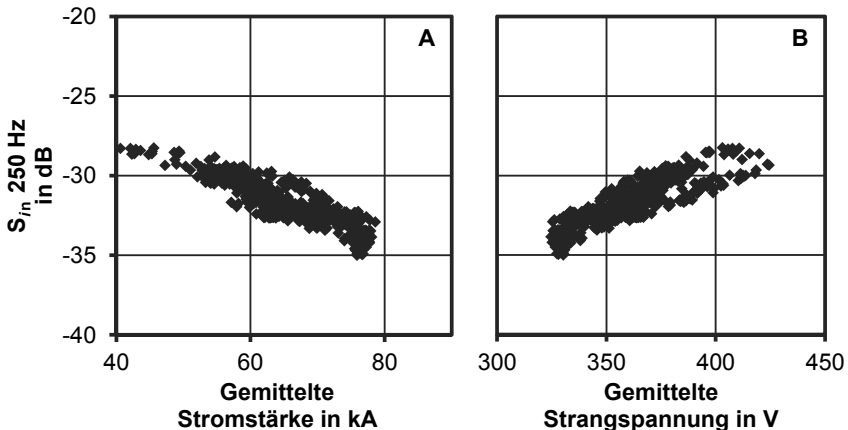


Bild 3.12: Korrelation der 5. Stromoberwelle mit der gemittelten Stromstärke (A) und der gemittelten Strangspannung (B)

Im Vergleich dazu, zeigen die geradzahigen Stromoberwellen 4. und 6. Ordnung ein entgegengesetztes Verhalten. **Bild 3.13** zeigt in diesem Zusammenhang die Korrelation der gemittelten und normierten Leistungsdichte der 6. Harmonischen der Strangströme mit dem elektrischen Arbeitspunkt. Es wird ein proportionales Verhalten zum Strangstrom und ein antiproportionales Verhältnis zur Strangspannung ersichtlich. Diese Zusammenhänge werden erst durch die Betrachtung der normierten spektralen Leistungsdichte in dB ersichtlich. Werden die nicht normierten Amplituden der Oberwellen betrachtet, so wird dieser Effekt durch eine Schwankung der Amplitude der effektiven Stromstärke überlagert. Da das in Bild 3.12 gezeigte Verhalten jedoch überwiegt, ergibt sich für den nicht normierten Amplitudenverlauf der 3., 5. und 7. Harmonischen der Strangströme weiterhin ein umgekehrt proportionales Verhalten zur Stromstärke. Gegenüber der 200 Hz und 300 Hz Harmonischen der Ströme kann keine signifikante Korrelation der 2. Stromoberwelle mit dem elektrischen Arbeitspunkt festgestellt werden. Ebenso besteht für die 8. und 9. Harmonische des Stroms kein Zusammenhang zum elektrischen Arbeitspunkt, siehe Tabelle 3.1.

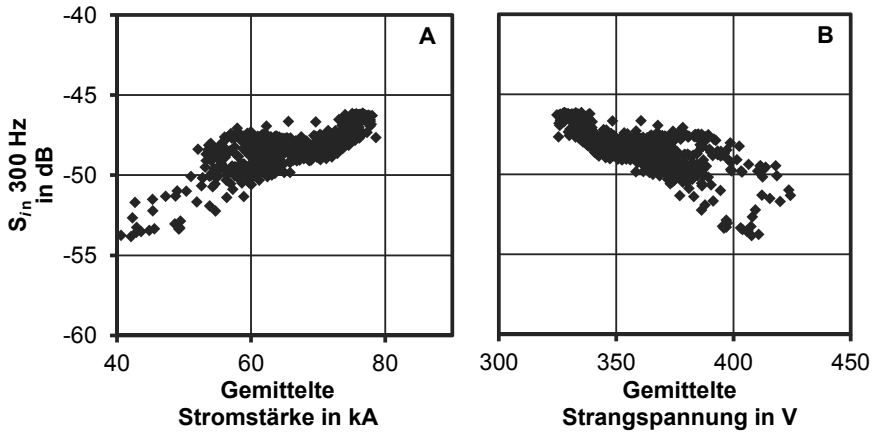


Bild 3.13: Korrelation der 6. Stromoberwelle mit der gemittelten Stromstärke (A) und der gemittelten Strangspannung (B)

Das Verhalten der Stromoberwellen hängt damit wesentlich vom elektrischen Arbeitspunkt ab. Zusätzlich verändern sich die einzelnen Harmonischen der Strangströme im Prozessverlauf auf typische Art und Weise. **Tabelle 3.2** zeigt die Veränderung des Mittelwertes und der Standardabweichung der normierten Leistungsdichte der Stromoberwellen in dB zwischen der Hauptschmelzperiode und der Überhitzungsphase kurz vor Abstich. Dabei ist zu beachten, dass die Strangströme während der Hauptschmelzperiode im Mittel um 3,4 kA höher liegen. Der Berechnung liegen dabei jeweils 300 sekundliche Werte zugrunde.

Tabelle 3.2: Veränderung der spektralen Leistungsdichte der Harmonischen der Strangströme von der Hauptschmelzperiode zur Flachbadphase

	Veränderung in dB		Mittlere Standardabweichung
	Mittelwert	Standardabweichung	
100 Hz	-2,67	-0,52	0,99
150 Hz	-3,36	+0,66	2,29
200 Hz	+2,27	-0,59	0,83
250 Hz	0	-0,19	0,99
300 Hz	+5,48	-0,80	1,24
350 Hz	-0,52	+0,23	1,47
400 Hz	+0,96	+0,44	1,48
450 Hz	-2,25	+1,24	2,54

Die Harmonischen 2., 3. und 9. Ordnung zeigen während der Flachbadphase einen deutlich niedrigeren Anteil im Spektrum der Ströme. Insbesondere während der Hauptschmelzperiode bewirken Störeinflüsse erhebliche Abweichungen vom elektrischen Arbeitspunkt. Diese stochastisch auftretenden asymmetrischen Zustände wer-

den anschließend durch die Elektrodenregelung ausgeregelt. Der Median der in Bild 3.10 gezeigten gemittelten Abweichung vom Strommittel beträgt für die Hauptschmelzperiode 2,8 kA. Im Prozessverlauf geht dieses Maß der elektrischen Asymmetrie auf 1,6 kA während der Flachbadphase zurück. Dabei ist zu beachten, dass ein erheblicher Anteil auf die Vorgabe eines asymmetrischen Arbeitspunktes an die Elektrodenregelung entfällt. Der Rückgang des spektralen Anteils der 150 Hz und 450 Hz Harmonischen während der Flachbadphase wird daher insbesondere durch den Rückgang der asymmetrischen Aussteuerung verursacht. Ein genereller Rückgang dieser Stromoberwellen mit dem Prozessfortschritt ist somit nicht allgemeingültig ableitbar. Dies zeigt sich auch in einer erhöhten Standardabweichung, gemittelt über die beiden Prozessphasen. Ein Rückgang der spektralen Anteile der 250 Hz Stromoberwelle wird häufig durch den typischen Betrieb während der Flachbadphase mit hohem Strom und geringer Strangspannung verursacht, siehe Bild 3.12. Für einen vergleichbaren Stromarbeitspunkt zeigt Tabelle 3.2 keine signifikante Änderung des spektralen Anteils dieser Harmonischen. Des Weiteren fällt eine Erhöhung des spektralen Anteils der 300 Hz Harmonischen auf. Dieses Phänomen ist aufgrund des ähnlichen Arbeitspunktes nicht auf eine Kopplung mit der Stromstärke zurückzuführen. Die übrigen Harmonischen verändern sich bezüglich des Mittelwertes nur wenig im Prozessverlauf. Eine generelle Aussage zur Veränderung der Streuung der Stromoberwellen kann nicht getroffen werden.

Tabelle 3.3: Verhalten der spektralen Leistungsdichte der Harmonischen

	Proportionales Verhalten zur
100 Hz	-
150 Hz	Asymmetrie Hochstromsystem
200 Hz	Stromstärke
250 Hz	Strangspannung
300 Hz	Stromstärke
350 Hz	Strangspannung
400 Hz	Stromstärke
450 Hz	Asymmetrie Hochstromsystem

Eine Zusammenfassung des beobachteten Verhaltens der Stromoberwellen während der Flachbadphase ist in **Tabelle 3.3** gegeben. Das darin beobachtete Verhalten der Oberwellen gilt insbesondere für einen Rostfreistahlofen und ist weitestgehend unabhängig von den Einsatzmaterialien. Eine statistische Auswertung der Oberwellen über den gesamten Verlauf einer Charge bezüglich des Mittelwertes und dessen Standardabweichung ergibt keine signifikanten Unterschiede zwischen Austenit- und Ferrit-Stahl. Beide Stahlsorten zeichnet ein hoher Legierungsanteil von mindestens 16 % Chrom aus. Austenitische Stähle haben zusätzlich einen hohen Legierungsanteil von ca. 8 % Nickel. Um den geforderten hohen Anteil an Chrom zu erreichen, wird das Einsatzgut gezielt ausgewählt. Des Weiteren wird ein erheblicher Anteil an sogenanntem Chargenchrom in den Korb eingesetzt und teilweise auch über das

vierte Deckelloch während des Betriebes zu chargiert. Eine statistische Auswertung dieser Chargen zeigt ebenfalls keine Änderungen bezüglich Mittelwert und Standardabweichung der Stromoberwellen.

Eine Übertragung der obigen Ergebnisse auf andere Drehstrom-Lichtbogenöfen ist insbesondere für das Verhalten der Oberwellen im Prozessverlauf möglich und wird teilweise auch an anderen Öfen so beobachtet, siehe [Lindig 77], [Grigat 86] und [Bowman 09]. Die statistischen Angaben zum spektralen Anteil der einzelnen Oberwellen im Strangstrom sind dagegen ofenspezifisch und nur bedingt übertragbar. Ein Vergleich zwischen einem Kohlenstoffstahlofen und dem bisher betrachteten Rostfreiofen mit einer sekundären Nennspannung von 700-1000 V und einem sekundären Nennstrom im Bereich von 60-75 kA zeigt **Bild 3.14**. Darin sind die Mittelwerte der Stromoberwellen normiert auf die 50 Hz Grundschiwingung über eine gesamte Charge und deren Schwankungsbreite dargestellt. Es wird sichtbar, dass die 150 Hz und 450 Hz Harmonischen als Maß für die elektrische Asymmetrie einen vergleichbar hohen Anteil am Spektrum der Ströme besitzen. Bedingt durch die niedrigeren Ströme im Bereich von 50 kA ist ein höherer Anteil der 5. und 7. Oberwelle sichtbar. Des Weiteren ist dadurch ein niedrigerer Anteil der geradzahlgigen Harmonischen zu erklären. Außerdem ist eine größere Standardabweichung der spektralen Anteile aller Oberwellen im Kohlenstoffstahlofen sichtbar. Eine mögliche Ursache wird ebenfalls in der niedrigeren Stromstärke vermutet. Ein Beweis dafür kann jedoch hier nicht erbracht werden.

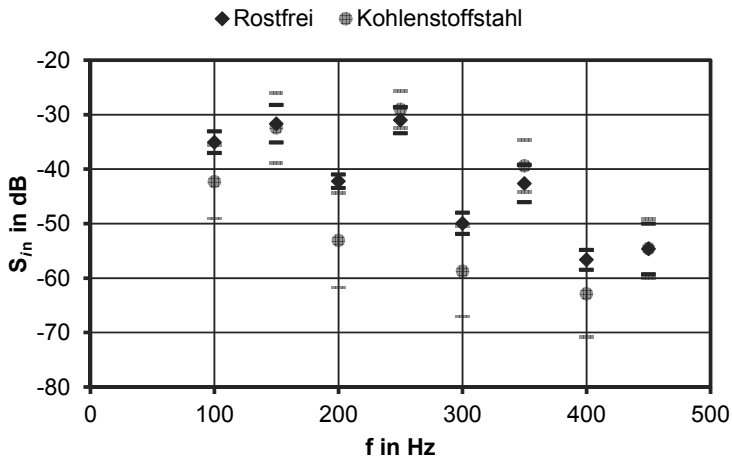


Bild 3.14: Vergleich der statistischen Kennzahlen der Oberwellen verschiedener Drehstrom-Lichtbogenöfen

Eine weitere Ursache des niedrigeren Niveaus der Stromoberwellen eines Kohlenstoffstahlofens in Bild 3.14 ist durch den Einfluss der Schaumschlacke auf die Stromoberwellen gegeben. Dieser Einfluss entfällt in dem bisher hier betrachteten Rostfreiofen, da dieser ohne Schaumschlackenregime betrieben wird. Bedingt durch den

hohen Chromanteil ist die Schlacke zähflüssig bis nahezu fest und damit nur mit erheblichem Aufwand aufzuschäumen, siehe [Juhart 01]. Es wird angenommen, dass diese Eigenschaften der Schlacke einen Anteil am relativ niedrigen Grundschnwingungsgehalt haben, siehe auch [Bowman 09] über den Einfluss der Schlacke auf die elektrischen Größen.

In diesem Zusammenhang zeigt **Bild 3.15** die Mittelwerte der normierten Leistungsdichte der Stromoberwellen und deren Schwankungsbreite während der Hauptschmelzperiode und der Flachbadphase. Es zeigt sich, dass in einem AC-EAF für Kohlenstoffstahl während der Flachbadphase die spektralen Anteile stark zurückgehen. Ein ähnliches Verhalten der spektralen Anteile der Lichtbogenspannungen wird bereits durch [Grigat 86] in Beziehung zur Höhe der Schaumslaggehalt gesetzt. In Anbetracht der hohen Standardabweichungen und dem hier gezeigten Einfluss des elektrischen Arbeitspunktes ist ein Einsatz dieser Methode jedoch nur begrenzt möglich, siehe auch [Homeyer 01].

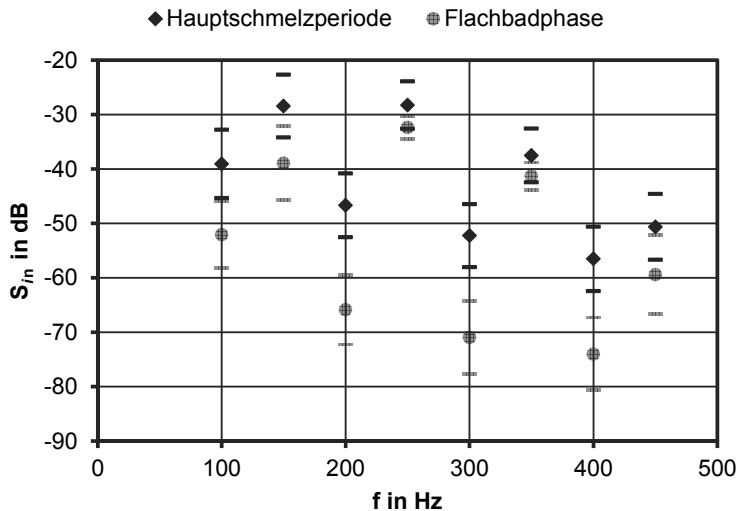


Bild 3.15: Vergleich der Stromoberwellen in einem Kohlenstoffstahlafen während der Hauptschmelzperiode und der Flachbadphase

Ähnlich zum hier gezeigten Verhalten der Oberwellen geht das Niveau der Zwischenharmonischen mit fortschreitendem Prozess deutlich zurück. Bild 3.8 zeigt in diesem Zusammenhang eine Differenz von ca. einer Dekade zwischen der Hauptschmelzperiode und der Flachbadphase. In ähnlicher Weise verhalten sich auch die Zwischenharmonischen der Lichtbogenspannung, wie bereits in [Grigat 86] und [Krüger 98a] beschrieben. Aufgrund der mit der Frequenz f abnehmenden spektralen Anteile der Zwischenharmonischen, enthält der niedrige Frequenzbereich einen großen Anteil der mittleren Signalleistung P_{Smi} des Stromes i . Zur genaueren Betrachtung wird unter Einbeziehung von Gleichung (3.9) bis (3.12) die normierte Verzerrungsleistung D_{in} des Stromes i definiert zu

$$D_{in} = 1 - \frac{S_i(50 \text{ Hz})}{NP_{Smi}^2} = 1 - g_i^2. \quad (3.14)$$

Bild 3.16 zeigt in diesem Zusammenhang die prozentualen Anteile der über die Stränge gemittelten normierten Verzerrungsleistung, aufgeteilt in einen Bereich unter und einen Bereich über der Grundschiwingung von 50 Hz. Um eine bessere Darstellung zu erreichen sind die Werte exponentiell gemittelt mit einer Zeitkonstante von fünf Sekunden. Dabei ergibt die Aufsummierung dieser Anteile für jeden einzelnen Strang wiederum die mittlere Verzerrungsleistung D_{in} gemäß

$$D_{in} = \frac{1}{NP_{Smi}^2} \left(\sum_{p=0}^{49} S_i(p) + \sum_{p=51}^{N/2} S_i(p) \right). \quad (3.15)$$

Dabei ist zu beachten, dass die oben genannte Gleichung sich auf einen Abstand zwischen den diskreten Frequenzstützpunkten p von 1 Hz in der DFT bezieht, welche sich gerade bei einer Berechnung der DFT aus den Messwerten einer Sekunde ergibt. Entsprechend dem Abtasttheorem werden die spektralen Anteile über 50 Hz bis zur halben Abtastfrequenz f_A aufsummiert, siehe u.a. [Fliege 08].

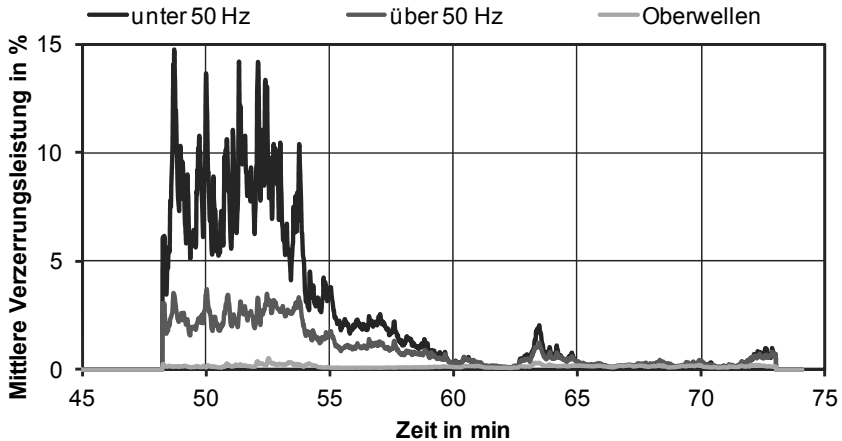


Bild 3.16: Über die drei Stränge gemittelte Anteile der Verzerrungsleistung bezogen auf verschiedene Frequenzbereiche und die Oberwellen

Der oben gezeigte Zeitraum stimmt dabei mit dem in Bild 3.7 gezeigten Grundschwingungsgehalt über den Verlauf eines dritten Korbes in einem Rostfreiofen überein. Während der Bohrphase und der Hauptschmelzperiode enthält der Frequenzbereich unter 50 Hz einen Großteil der im Signal enthaltenen Verzerrungsleistung. Während der Flachbadphase ist der Anteil an der gemittelten Verzerrungsleistung D_{in} für die Bereiche unter und über der 50 Hz Harmonischen in etwa gleich.

Demgegenüber enthalten die Harmonischen 2. bis 20. Ordnung über den gesamten dritten Korb bis zum Abstich nur einen sehr geringen Anteil an der mittleren Signalleistung, der sich entsprechend des hier gezeigten Verhaltens der Oberwellen nur wenig ändert. Ein Vergleich der in Bild 3.16 gezeigten Anteile an der mittleren Verzerrungsleistung mit dem Grundschwingungsgehalt g_i aus Bild 3.7 ist nicht ohne weiteres möglich, siehe Gleichung (3.14).

Die hier gezeigten Spektren sind ausschließlich unter Verwendung eines Rechteckfensters zur Berechnung der DFT über die Messdaten von jeweils einer Sekunde berechnet. Der wesentliche Vorteil dieser Methode ist, dass die spektrale Leistungsdichte der Signalanteile bei ganzzahligen Frequenzen exakt dargestellt wird [Kammeyer 09]. Dies betrifft insbesondere die 50 Hz Grundharmonische, welche während der Flachbadphase mit exakt 50 Perioden erfasst wird und das Amplitudenspektrum dominiert. Damit einher geht jedoch auch eine nachteilige nicht exakte Darstellung aller Signalanteile bei nicht ganzzahligen Frequenzen, welche insbesondere während der Hauptschmelzperiode auftreten können. Dies lässt sich auch durch Verwendung einer anderen Fensterung nicht vermeiden, wie z.B. eines Dolph-Tschebyscheff-Fensters mit einer gleichmäßigen Approximation im Sperrbereich von -100 dB. **Bild 3.17** zeigt den entsprechenden Vergleich mit einem Rechteckfenster über die ersten Minuten des bereits in Bild 3.7 und Bild 3.16 gezeigten dritten Korbes in einem Rostfreiöfen. Um die Effekte der spektralen Verbreiterung der Grundharmonischen durch die Fensterung auszublenden, wird entsprechend Gleichung (3.15) die Verzerrungsleistung im Frequenzbereich von 0 bis 40 Hz definiert als

$$D_{in,40Hz} = \frac{1}{NP_{Smi}^2} \left(\sum_{p=0}^{40} S_i(p) \right) \quad (3.16)$$

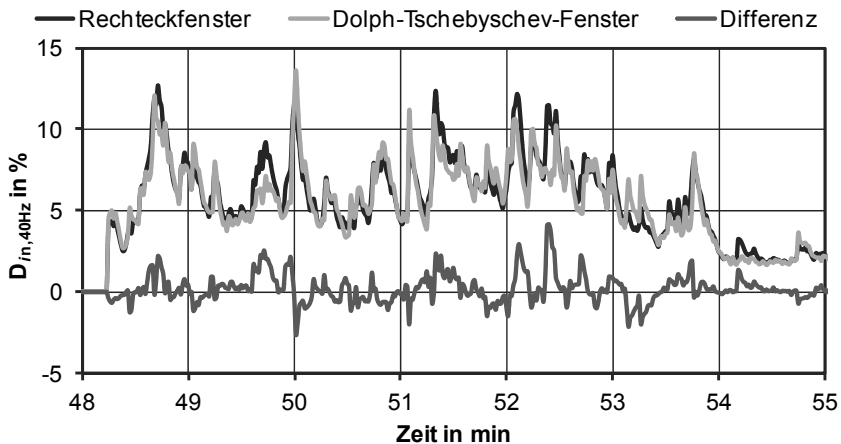


Bild 3.17: Vergleich von Fensterungen der DFT während der ersten Minuten der Hauptschmelzperiode

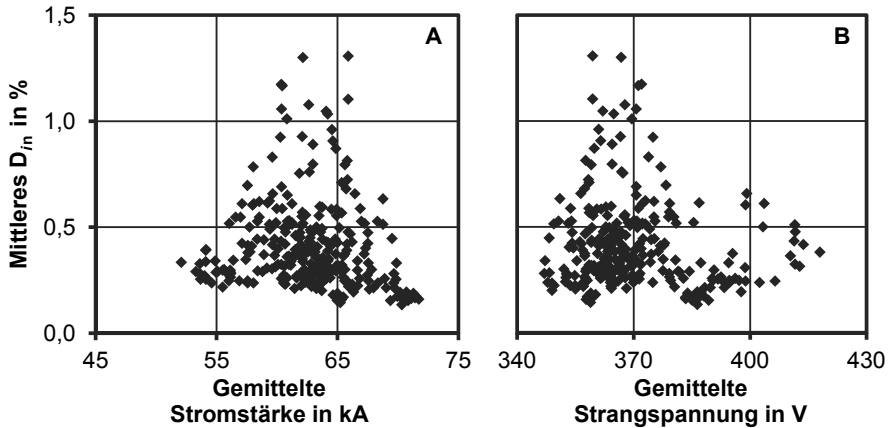


Bild 3.18: Korrelation der Verzerrungsleistung mit dem elektrischen Arbeitspunkt während der Flachbadphase

Während das Verhalten der Stromoberwellen wesentlich durch den elektrischen Arbeitspunkt beeinflusst wird, zeigt die Verzerrungsleistung eine nur sehr geringe Abhängigkeit vom elektrischen Arbeitspunkt. **Bild 3.18** zeigt in diesem Zusammenhang die Korrelation der Verzerrungsleistung D_{in} mit der Stromstärke und der Strangspannung jeweils gemittelt über die drei Stränge während der Flachbadphase in einem Rostfreiofen. Das Bestimmtheitsmaß der Regressionsrechnung liegt jeweils im Bereich unter 0,1. Trotz einer signifikanten Erhöhung der Nenn-Außenleiterspannung von 720 auf 805 V im gezeigten Bereich über 300 sekundlich berechnete Werte ist daher keine Korrelation nachweisbar.

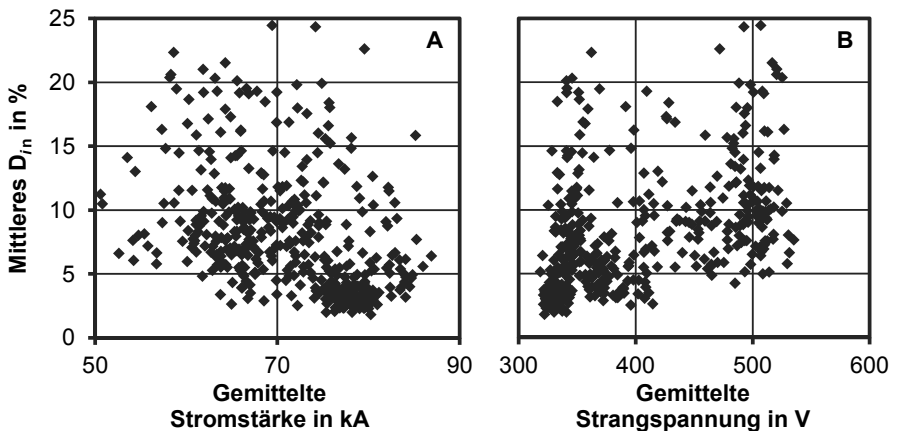


Bild 3.19: Korrelation der Verzerrungsleistung mit dem elektrischen Arbeitspunkt während der Hauptschmelzperiode

Während der Hauptschmelzperiode wird dagegen eine gewisse Korrelation der Verzerrungsleistung D_{in} mit dem elektrischen Arbeitspunkt beobachtet, siehe **Bild 3.19**. Das Bestimmtheitsmaß der Regressionsrechnung beträgt für die mittleren Strangströme 0,15 und für die gemittelten Strangspannungen 0,22. Es zeigt sich damit, dass das Verhalten der Verzerrungsleistung und damit auch das Verhalten des Grundschwingungsgehaltes nur während der Hauptschmelzperiode in geringem Maße an den elektrischen Arbeitspunkt gekoppelt ist.

Dieses Verhalten ist mit der in Kapitel 2.4 und 2.5 beschriebenen Stabilität eines Lichtbogens erklärbar. So ist während der Hauptschmelzperiode mit langen Lichtbögen unter dem Einfluss des Schrotthaufwerks eine häufige und hohe Störung der Plasmasäule zu erwarten. Während der Flachbadphase brennen die Lichtbögen vergleichsweise stabil aufgrund des Einflusses der Schlacke, die hohen Temperaturen und wenigen Störungen durch das Einsatzmaterial.

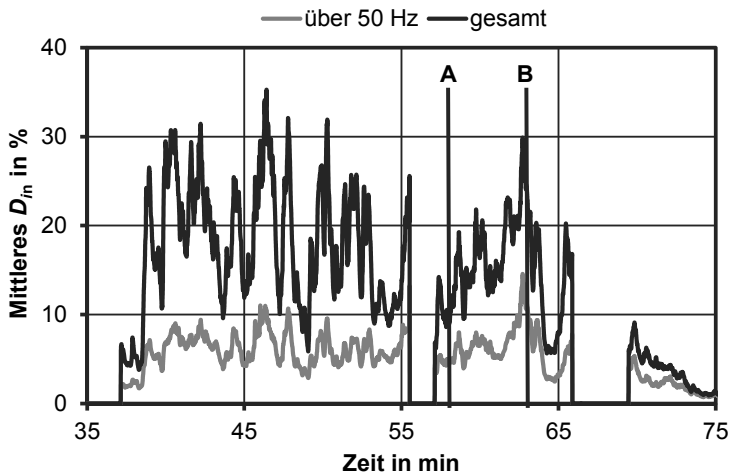


Bild 3.20: Verlauf der mittleren Verzerrungsleistung während eines zweiten Korbes mit kontinuierlicher Chargierung von Ferrochrom

In diesem Zusammenhang zeigt **Bild 3.20** den Verlauf der über die drei Strangströme gemittelten Verzerrungsleistung während des letzten Korbes. Gegen Ende der Hauptschmelzperiode werden kontinuierlich 1,8 t/min Ferrochrom durch das vierte Deckelloch in den Bereich der Lichtbögen gefördert, siehe Markierung A für den Start und Markierung B für das Ende der Zugabe in Bild 3.20. Zum Startzeitpunkt beträgt der spezifische Energieeintrag 285 kWh/t bezogen auf das gesamte Einsatzgewicht. Zu diesem Zeitpunkt ist ein Großteil des Schrotthaufwerks eingeschmolzen und es beginnt hier bereits der Übergang zur Flachbadphase. Anhand der Verzerrungsleistung ist kein Unterschied zwischen der Hauptschmelzperiode und der Fahrweise mit kontinuierlicher Beschickung durch Ferrochrom erkennbar. Erst in der darauf folgenden Überhitzungsphase nachdem das Ferrochrom aufgeschmolzen wurde, wird ein

Rückgang der Verzerrungsleistung festgestellt. Eine Auswertung der Stromoberwellen zeigt keine signifikante Veränderung zwischen dem Aufschmelzen des Ferrochroms und der Hauptschmelzperiode.

Der Rückgang der Verzerrungsleistung in Bild 3.16 und Bild 3.20 enthält damit einen Informationsgehalt über den Prozess an sich, da nur eine geringe Beeinflussung durch den elektrischen Arbeitspunkt besteht. In guter Übereinstimmung mit der in Kapitel 2.4 und 2.5 beschriebenen Theorie, ist mit der Verzerrungsleistung der Ströme ein Maß für den Grad der Störeinflüsse auf den Lichtbogen gegeben. Im Gegensatz dazu weisen die Oberwellen der Strangströme hauptsächlich eine Kopplung an den elektrischen Arbeitspunkt auf und enthalten damit nur wenig Information über den Prozess an sich.

Es sei an dieser Stelle kritisch angemerkt, dass die hier vorgestellten Untersuchungen sich auf einen AC-EAF zur Herstellung rostfreien Edelstahls beziehen. Demgegenüber gibt es etablierte Verfahren für Lichtbogenöfen zur Herstellung von Baustahl, die mittels einer Auswertung der Stromoberwellen eine Automatisierung der Kohleinjektion zum Schäumen der Schlacke ermöglichen [Sedivy 08]. Der stabilisierende Effekt von Schaumschlacke ist hier als Ursache zu nennen [Bowman 90], welches beispielsweise in Bild 3.15 erkennbar ist.

Ausgehend von der hier vorgestellten Auswertung der spektralen Anteile in den Strangströmen wird im nachfolgenden Unterkapitel eine erste Methode vorgestellt, um diesen Informationsgehalt nutzbar zu machen. Die spektralen Anteile in den Strangströmen bilden ebenso die Grundlagen der darauf folgenden Methoden zur Zustandsbestimmung eines AC-EAF. Eine nähere Betrachtung der Strangspannungen oder Lichtbogenspannungen wird hier nicht durchgeführt. Erste Auswertungen haben sich hier als nicht zielführend herausgestellt, insbesondere auch aufgrund des in Kapitel 2.2 beschriebenen Messfehlers.

3.2.1 Schrott am Fußpunkt eines Lichtbogens

Durch die vorangegangenen Untersuchungen in Kapitel 3.2 wird gezeigt, dass die Verzerrungsleistung der Strangströme einen wesentlichen Informationsgehalt über die Bedingungen am Lichtbogen enthält. Im Einklang mit den in Kapitel 2.4 und 2.5 beschriebenen Grundlagen über den AC-EAF im Allgemeinen und den Wechselstrom-Lichtbogen im Speziellen, wird dieses als ein Maß für die Instabilität der Lichtbögen interpretiert. Insbesondere während des Übergangs zur Flachbadphase verringert sich der Anteil der Verzerrungsleistung signifikant, siehe hierzu Bild 3.16. Ein Anstieg der Verzerrungsleistung in diesem Prozessabschnitt, wird insbesondere auf einen erhöhten Anteil von vergleichsweise kalten und großen Schrottstücken am Fußpunkt des Lichtbogens zurückgeführt.

Dies bestätigt sich auch durch den vergleichsweise geringen Einfluss des elektrischen Arbeitspunktes auf die Verzerrungsleistung, insbesondere während der Flachbadphase entsprechend Bild 3.18. Ebenso bestätigt das Einbringen von Ferrochrom über ein Deckelloch in den Bereich der Lichtbögen gegen Ende der Hauptschmelzperiode, dass die Verzerrungsleistung wesentlich an das Einschmelzen von kaltem Material gekoppelt ist, siehe Bild 3.20. Darüber hinaus hat sich in Kapitel 3.2 gezeigt,

dass der überwiegende Anteil der Verzerrungsleistung des Stroms durch die Zwischenharmonischen bestimmt wird, siehe Bild 3.16.

Es besteht nach Gleichung (3.14) ein einfacher Zusammenhang der Verzerrungsleistung mit dem Grundswingungsgehalt der Ströme nach Gleichung (3.6). In Anlehnung daran, hat es sich als vorteilhaft erwiesen ein relatives Maß für kalten Schrott am Fußpunkt eines Lichtbogens $C_{S,k}$ durch

$$C_{S,k} = W_{CS}(1 - g_{i,k}) \quad (3.17)$$

zu berechnen, mit einem Gewichtungsfaktor W_{CS} und dem Grundswingungsgehalt $g_{i,k}$ des Strangs k . Aufgrund der unterschiedlichen Grundswingungsgehalte im Vergleich verschiedener AC-EAF, ist der Gewichtungsfaktor W_{CS} jeweils so zu wählen, dass die Dynamik des Signals einen sinnvollen Bereich ausfüllt, siehe **Bild 3.21**.

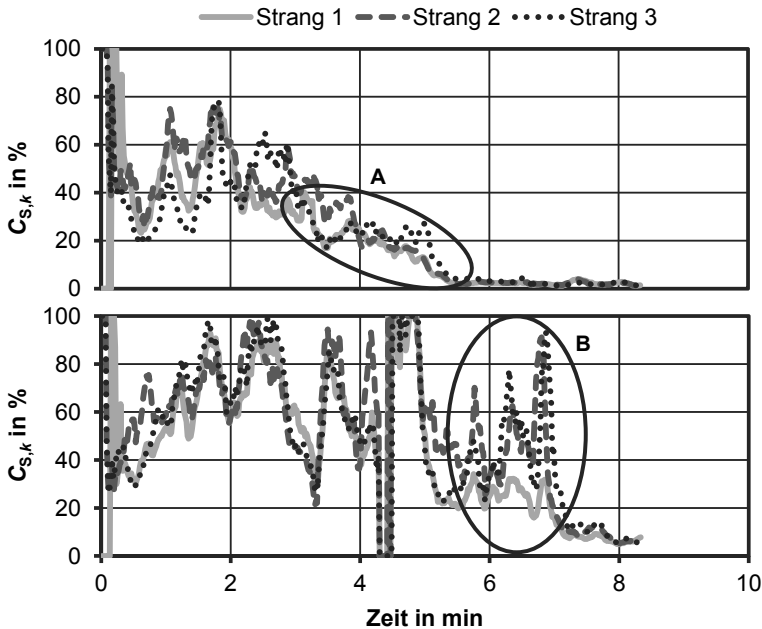


Bild 3.21: Typischer Verlauf relatives Maß für Kaltschrott in einem zweiten Korb mit normalem Schrotteinsatz (A) und mit chargierten Bären (B) [Dittmer 09a]

Werden in einem Korb Bären oder ähnlich großes Stückgut eingesetzt, so können diese über einen längeren Zeitraum hinweg ungeschmolzen im Stahlbad verbleiben. Bild 3.21 zeigt das relative Maß an Kaltschrott $C_{S,k}$ im Verlauf eines zweiten Korbes mit chargierten Bären im unteren Teil (B) für einen 80 MVA Drehstrom-Lichtbogenofen zur Herstellung von Kohlenstoffstahl, siehe auch [Dittmer 09a]. Der Störeinfluss der Bären auf die Lichtbögen wird durch einen andauernden, hohen Anteil Kaltschrott für alle Stränge angezeigt. Im Vergleich dazu zeigt eine Charge ohne

Einsatz von großen Schrottstücken wie Bären einen deutlich schnelleren Rückgang der Verzerrungsleistung der Strangströme an (A). Das Kaltschrottsignal verbleibt in diesem Fall gegen Ende der Hauptschmelzperiode auf einem minimalen Niveau. Bei chargierten Bären zeigt das Signal dagegen in einem ähnlichen Zeitraum noch deutlich unruhigen Lichtbogenbetrieb. In diesem Zusammenhang zeigt sich, dass der Kaltschrottanteil von Strang 1 im Zeitraum von der 5. Minute bis zur 7. Minute auf einem deutlich niedrigerem Niveau verbleibt, siehe Markierung (B). Dies deutet auf einen hohen Anteil an kaltem Schrott am Fußpunkt der Lichtbögen von Strang 2 und 3 hin.

Aufgrund des Aufbaus von Drehstrom-Lichtbogenöfen als Verbraucher in Sternschaltung ohne angeschlossenen Neutralleiter ergibt sich eine starre Kopplung der Ströme. Nicht nur die Strangströme müssen sich zu Null aufsummieren sondern auch deren einzelne Oberwellen, siehe Gleichung (2.2) und (3.13). Ungeachtet dessen treten signifikante Unterschiede bezüglich des Oberwellengehaltes der einzelnen Ströme auf. Es erscheint daher möglich, auch unter einer einzelnen Elektrode kalten Schwerschrott zu detektieren, siehe **Bild 3.22**.

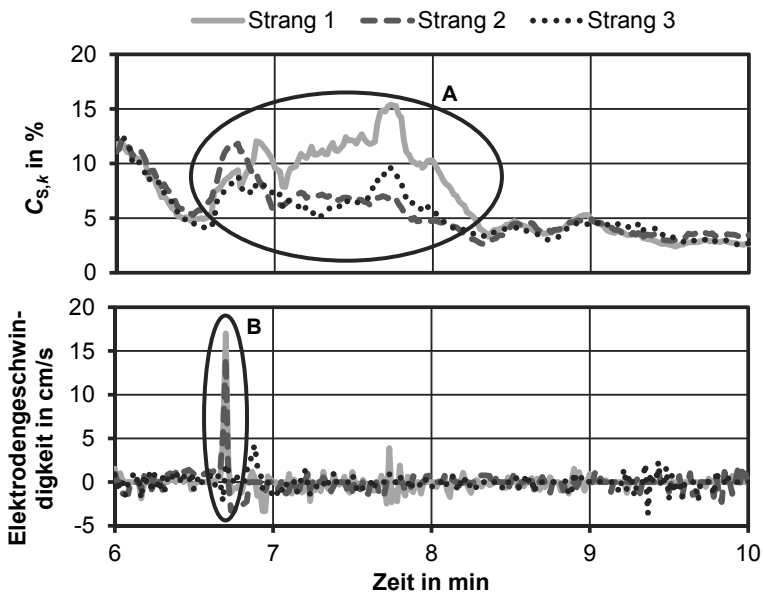


Bild 3.22: Korrelation einer Schrottbewegung mit einem erhöhten Anteil von Kaltschrott während eines zweiten Korbes [Dittmer 09a]

Neben großen Schrottstücken die chargiert werden, führt auch ein Abrutschen des restlichen Schrotthaufwerks gegen Ende der Hauptschmelzperiode zu einem höheren Kaltschrottanteil $C_{S,k}$. Dies wird anhand einer zusätzlichen Auswertung der Elektrodenbewegung in Bild 3.22 ersichtlich, siehe auch [Dittmer 09a]. Die Geschwindig-

keit der Elektroden wurde hier aus den an die Hydraulik gegebenen Stellsignalen der Elektrodenregelung berechnet. Ein heftiges und kurzes Heben der Elektroden 1 und 2 deutet hier auf eine plötzliche Schrottbewegung in Richtung dieser Lichtbögen hin. Dies findet während des Übergangs von der Hauptschmelzperiode zur Flachbadphase eines zweiten Korbes in einem 80 MVA AC-EAF zur Herstellung von Kohlenstoffstahl statt. Der berechnete Kaltschrottanteil aller Stränge steigt hierdurch an, insbesondere Strang 1 befindet sich für einen Zeitraum von ca. einer Minute auf einem wesentlich höheren Niveau. Dies deutet auf nicht aufgeschmolzenen, vergleichsweise kalten Schrott am Lichtbogenfußpunkt von Strang 1 hin. Die sinnvolle Schlussfolgerung ist demnach, dass eine Schrottbewegung von der Ofenwand in Richtung der Elektroden von Strang 1 und 2 zu einem erhöhten Kaltschrottanteil am Lichtbogenfußpunkt von Strang 1 geführt hat.

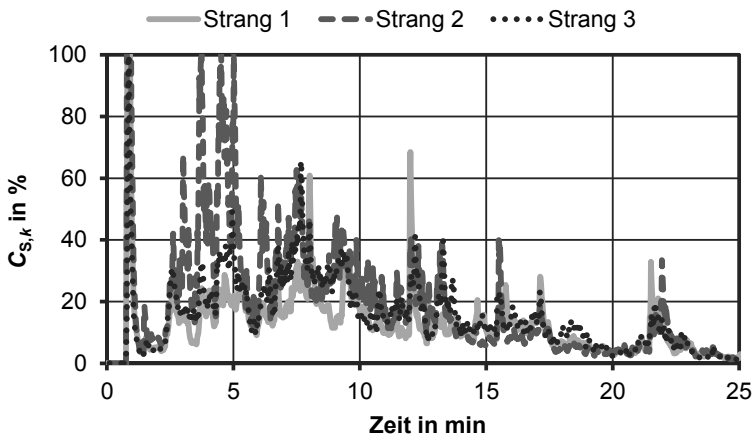


Bild 3.23: Relativer Anteil Kaltschrott im Verlauf eines dritten Korbes in einem AC-EAF zur Herstellung von rostfreiem Edelstahl

Bild 3.23 zeigt den Verlauf des relativen Anteils an Kaltschrott für einen AC-EAF zur Herstellung von rostfreiem Edelstahl. Da hier die stabilisierende Wirkung des Schaumschlackenregimes entfällt und anderes Einsatzmaterial verwendet wird, zeigt sich ein deutlich anderes Verhalten. Über einen längeren Zeitraum hinweg verbleibt der Kaltschrottanteil in dem gezeigten dritten Korb auf einem Niveau. Erst sehr spät gegen Anfang der Überhitzungsphase geht dieser Anteil deutlich zurück. Der nicht dargestellte Abstich erfolgt in der 40. Minute. Bedingt durch den vergleichsweise niedrigen Grundschwingungsgehalts, ist der Gewichtungsfaktor W_{CS} entsprechend angepasst worden.

Die hier ausgewerteten Messdaten bestätigen die vorhergehenden Ausführungen zur Verzerrungsleistung der Lichtbögen. Die Nutzung des hier vorgestellten Maßes für den Anteil an Kaltschrott am Fußpunkt der Lichtbögen für eine zustandsbasierte Leistungsregelung erfolgt in Kapitel 4.

3.3 Körperschallmessungen

Der Lichtbogen als Schallquelle ist in Form eines Gewitterblitzes allgemein bekannt. Abgesehen von diesem Naturschauspiel, werden modulierte Gleichstrom-Lichtbögen bereits Anfang des 20. Jahrhunderts als Kombination von Lichtquelle und Lautsprecher eingesetzt. Erste Untersuchungen durch [Simon 98] zeigen hier eine exakte Tonwiedergabe der auf den Gleichstrom modulierten Frequenzen und damit die Eignung als Lautsprecher. Skaliert man den Lichtbogen von der damaligen Leistungsaufnahme im Bereich von 100 W nun auf die heute üblichen Lichtbogenleistungen von bis zu 60 MW so ist schnell ersichtlich, dass erhebliche Lautstärkepegel durch einen Lichtbogen im AC-EAF verursacht werden.

Mit der in Bild 1.2 gezeigten Steigerung der Nennleistungen des Ofentransformators hat der Lärmschutz daher eine zunehmende Bedeutung erfahren. In diesem Zusammenhang werden schon früh Mikrofonmessungen durchgeführt um insbesondere den Schalldruck zu ermitteln. An einem AC-EAF mit 75 MVA Transformator werden Schalldruckpegel von zeitweise mehr als 120 dB genannt [Beckmann 83]. Unter Berücksichtigung der Schalldämmung des Ofengefäßes wird dabei von einem ursprünglichen Schalldruckpegel der Lichtbögen im Bereich von 155 dB ausgegangen [Heinen 97]. Im Wesentlichen ist die gemessene Lautstärke eines Lichtbogenofens dabei abhängig von der elektrischen Leistungsaufnahme, dem Einsatzmaterial, dem Zustand des Ofengefäßes, den Öffnungen des Ofengefäßes und dem Prozessabschnitt.

Während der Hauptschmelzperiode ist der Schalldruck eines Lichtbogenofens am höchsten, was wiederum auf die Bedingungen im Ofengefäß während dieser Zeit zurückzuführen ist, siehe Kapitel 2.4 und 2.5. Ähnlich zu den elektrischen Größen, wirken sich Instabilitäten der Plasmasäule hier verstärkend auf den Geräuschpegel aus. Das Geräusch des Ofens wird häufig anhand von Erfahrungswerten subjektiv durch das Bedienpersonal bewertet, um daraufhin beispielsweise den elektrischen Arbeitspunkt anzupassen. Insbesondere während der Flachbadphase wird eine Korrelation zwischen dem Schalldruckpegel und der Schaumslaggenhöhe beobachtet. Eine auf Mikrofonmessungen basierende Automatisierung der Kohleinjektion, um eine möglichst hohe Schaumslagge zu erzielen, ist daher nahliegend, siehe u.a. [Homeyer 01], [Marique 01], [Treppschuh 08], [Dorndorf 09] und [Jansen 11].

Der gemessene Schalldruck $p_{ak}(t)$ ist dabei die gemessene Schwankung des Luftdrucks gegenüber dem statischen Atmosphärendruck, welcher insbesondere von der Zeit t aber auch vom Messpunkt im Raum abhängig ist. Vollständig wird ein Schallfeld durch Schalldruck, Schallschnelle und Schalldichte beschrieben, welche jeweils raum- und zeitabhängig sind [Lerch 09]. Die Schallschnelle kann bei dieser einfachen Messung jedoch vernachlässigt werden. Der Schalldruckpegel L_{ak} wird durch Logarithmieren des Effektivwertes des Schalldrucks $p_{ak,eff}$ berechnet zu

$$L_{ak} = 20 \text{ dB} \cdot \lg \left(\frac{p_{ak,eff}}{p_{ak,0}} \right) \quad (3.18)$$

mit $p_{ak,0}$ als Bezugsschalldruck. Die oben genannten Verfahren setzen den so gemessenen Schalldruckpegel in Relation zur Schaumslackenhöhe, welche den zum Mikrofon übertragenen Schalldruck dämpft. Dies setzt auf der einen Seite eine ansonsten konstante Übertragungsstrecke des Schalldrucks voraus. Insbesondere die Ofentür und weitere Öffnungen des Ofengefäßes sollten daher nicht verändert werden. Zum anderen impliziert das Verfahren, dass der Lichtbogenofen der Hauptverursacher des Schalldrucks ist. Ein in der Nähe befindlicher Schrottplatz kann beispielsweise als Störquelle Einfluss auf die Messung nehmen.

Zur Entstehung des Schalldrucks in Lichtbogenöfen gibt es eine Reihe von Untersuchungen, welche diesen in Zusammenhang mit den messbaren elektrischen Größen des Lichtbogens setzen. Im Folgenden wird eine Übersicht über bedeutende Modelle im Zusammenhang mit der Schallentstehung eines Lichtbogens gegeben, siehe **Tabelle 3.4**. Der Fokus liegt dabei auf realen Betriebsbedingungen in einem Lichtbogenofen, Modelle für Lichtbögen im Labormaßstab werden nicht berücksichtigt. Die Modellbildung durch [McQueen 78b] beschreibt hier die insgesamt abgegebene Schalleistung P_{ak} eines Lichtbogens. Das vorhergehende Modell des pulsierenden Zylinders [McQueen 78a] wird durch [Bowman 09] interpretiert und durch elektrische Größen beschrieben. Dieses und weitere Modelle beziehen sich wiederum auf den Zeitverlauf des Schalldrucks, siehe auch [Jansen 14].

Die Bandbreite der unterschiedlichen Modelle zeigt bereits die Schwierigkeit den zu erwartenden Schalldruck eines Lichtbogens allgemeingültig zu beschreiben. Unter der Voraussetzung einer konstant gehaltenen Lichtbogenlänge ist leicht ersichtlich, dass der Strom einen maßgeblichen Einfluss haben muss. Während eines Tauchversuches existiert dagegen trotz hoher Stromstärke kein Lichtbogen und damit auch kein von ihm ausgehender Schall. Nach Wiederezünden eines kleinen Lichtbogens wird daher anschließend die Lichtbogenspannung das Verhalten dominieren.

Tabelle 3.4: Zusammenhang zwischen Schalldruck und elektrischen Größen

Autor	Modell
[McQueen 78b]	$P_{ak} \sim U_{LB}^2 I_{LB}^2 \quad (3.19)$
[McQueen 78a]	$p_{ak} \sim \sqrt{u_{LB}} i_{LB} \quad (3.20)$
[Dadgar 79]	$p_{ak} \sim \frac{d(u_{LB} i_{LB})}{dt} \quad (3.21)$
[Beckmann 83]	$p_{ak} \sim \frac{d(u_{LB} u_{LB} i_{LB})}{dt} \quad (3.22)$
[Bowman 09]	$p_{ak} \sim i_{LB}^4 \quad (3.23)$

Eine Spektralanalyse des Schalldrucks an einem AC-EAF zeigt eine dominante 100 Hz Komponente und weitere Oberwellen dieser Grundschwingung bei einer Netzfrequenz von 50 Hz. Im Folgenden wird sich der Einfachheit halber wiederum nur auf diese Netzfrequenz bezogen. Als Ursachen für die spektralen Anteile sind das Zünden und Verlöschen während jeder Halbwelle, der pulsierende Durchmesser, seitliche Bewegungen und die turbulente Strömung des Lichtbogens zu nennen

[Bowman 09]. Die spektralen Anteile des gemessenen Schalldrucks verändern sich dabei auf typische Art und Weise im Verlauf einer Charge. Während der Hauptschmelzperiode ist der Schalldruck durch Rauschen mit hauptsächlich nur der 100 Hz Komponente geprägt. Mit zunehmendem Schmelzverlauf treten auch die weiteren Oberwellen deutlich hervor und die Rauschanteile gehen stark zurück, so dass nun eine Art Ton entsteht. Entsprechende Messdaten sind u.a. durch die Untersuchungen von [Beckmann 83] und [Homeyer 01] gegeben.

Da Schallwellen von Gegenständen nur teilweise absorbiert werden, entstehen Überlagerungen der reflektierten Schallwellen mit der ursprünglichen Schallquelle. Insbesondere das Ofengefäß, die Ofenhalle sowie die in der Halle eines Elektrostahlwerks befindlichen Anlagen reflektieren die Schallwellen. Infolgedessen entstehen durch Überlagerung stehende Wellen, deren Extrema sich bei gleichbleibenden Verhältnissen durch Frequenzänderung verschieben. Dadurch bedingt tritt an einem festen Messpunkt ein spezifischer Frequenzgang des Schalldrucks auf. Eine Versuchsanordnung mit einem Lautsprecher als Schallquelle im kalten Ofengefäß und fest installiertem Mikrofon außerhalb des Ofens, zeigt beispielhaft eine maximale Änderung des Schalldruckpegels um 20 dB bei einer Frequenzänderung von nur 2 Hz, siehe [Beckmann 83]. Dies ist einer der beobachtbaren Effekte die durch Eigenfrequenzen in der Werkshalle entstehen.

Betrachtet man das Schallfeld im Ofengefäß, so ist eine vollständige Beschreibung auch unter vereinfachten Bedingungen nicht möglich. Selbst unter Annahme einer konstanten Temperatur, Gaszusammensetzung und Gasdichte müsste weiterhin eine Badbewegung, Schlackenbewegung, Elektrodenbewegung sowie Brenner- und Sauerstoffeinsatz ausgeschlossen werden. Schlussendlich verbleiben die Lichtbögen immer noch als drei sich bewegende, nicht deterministische Schallquellen. Alleine verursacht durch magnetische Blasung und den Plasmajet ist es praktisch unmöglich, die Position des Lichtbogens und damit die Ausbreitung der Schallwellen zu bestimmen. Eine Berechnung der Eigenfrequenzen des Ofengefäßes ist aufgrund der komplexen Form und den laufenden Veränderungen durch den Schmelzprozess ebenso nahezu unmöglich.

Der im Inneren des Lichtbogenofens entstehende Schall wird im Wesentlichen durch Öffnungen des Ofengefäßes nach außen transportiert, z. B. durch die Ofentür, den Spalt am Abgaskrümmern und den Spalt zwischen Deckelherz und Elektroden. Der durch Körperschall nach außen transportierte Schall liegt hier nur in der Größenordnung von 0,1 % [McQueen 78a]. Dies bezieht sich auf einen AC-EAF mit 30 MW Wirkleistungsaufnahme. Über den Wandaufbau dieses Lichtbogenofens ist nichts Näheres bekannt, wassergekühlte Wandelemente werden nicht explizit genannt.

Erste Untersuchungen zur Körperschallemission sind bereits durch die Arbeiten [Higgs 74] und [Higgs 76] an einem vollständig ausgemauerten AC-EAF gegeben. Der Fokus liegt dabei auf einer statistischen Auswertung der Zwischenharmonischen, welche im Wesentlichen nur Rauschcharakter haben. Durch statistische Methoden wird so versucht den aktuellen Prozessabschnitt festzustellen. Darüber hinaus gibt es Untersuchungen zur Körperschallemission an einem DC-EAF im Hinblick auf eine Automatisierung des Schaum-schlackenregimes. Ohne die typischen Oberwellen der

Ströme handelt es sich auch hierbei um die Auswertung eines reinen Rauschprozesses, siehe [Marique 01].

Im Gegensatz dazu hat sich eine Auswertung des Körperschalls bezogen auf die Harmonischen als zielführend für die Automatisierung der Kohleinjektion zum Schäumen der Schlacke herausgestellt, siehe [Wichert 06], [Wichert 07], [Matschulat 08] und [Boh 10]. Der wesentliche Unterschied zu den vorgenannten Methoden ist eine kombinierte Auswertung von Körperschall und Strom, auf welche im nachfolgenden Unterkapitel näher eingegangen wird. Zunächst wird hier die Analyse der Körperschallsignale an sich betrachtet.

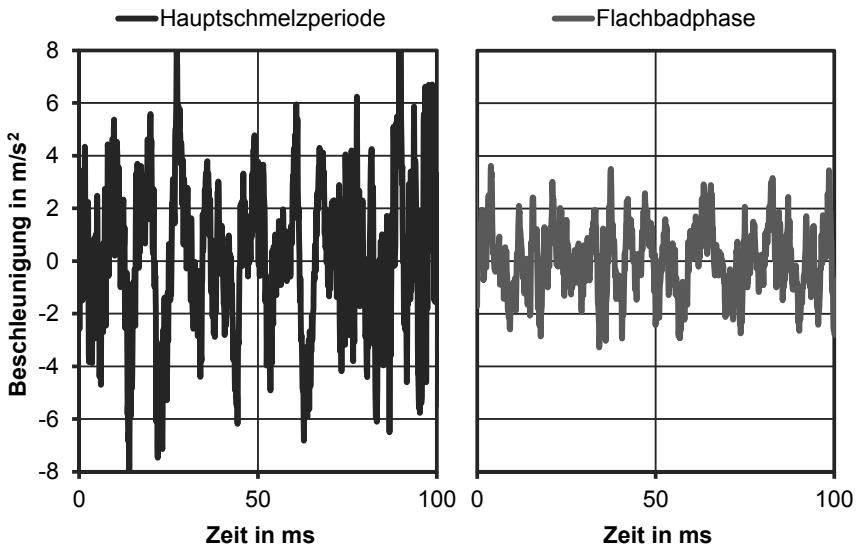


Bild 3.24: Typischer Verlauf des Körperschalls an einem wassergekühlten Wandelement zu unterschiedlichen Zeitpunkten einer Charge

Die Körperschallaufnehmer werden dazu orthogonal an die Wandelemente angebracht, um die Beschleunigung in dieser orthogonalen Richtung aufzunehmen.

Bild 3.24 zeigt beispielhaft den Zeitverlauf des so aufgenommenen Körperschalls als Beschleunigung der Ofenwand während der Hauptschmelzperiode (A) und während der Flachbadphase (B). Messungen an unterschiedlichen Bereichen der wassergekühlten Wandelemente führen zu verschiedenen Ergebnissen. Dies ist zum einen in der unterschiedlichen Masse der einzelnen Wandelemente mit verschiedenen Bauformen zu begründen. Durch Schlackenankrackungen kann sich das jeweilige Gewicht hierbei noch mit der Zeit ändern. Zum anderen hat die Messposition auf dem Wandelement einen Einfluss auf die Messung, insbesondere beim Vergleich des Körperschalls in der Mitte des Panels gegenüber einer Messung in der Nähe der Befestigungspunkte. Zudem ist der Massenfluss an Kühlwasser durch die einzelnen in Rohr-an-Rohr-Konstruktion aufgebauten Wandelemente i.d.R. unterschiedlich. Ei-

ne spektrale Analyse des Rauschens kann hier geringfügige Unterschiede von Wandlelement zu Wandlelement zeigen, insbesondere bei einer Heißwasserkühlung. Wie bereits in Bild 3.24 zu sehen ist, verändern sich die Körperschallsignale im Verlauf einer Charge auf charakteristische Art und Weise. Für den dritten Korb eines AC-EAF zur Herstellung von rostfreiem Edelstahl zeigt **Bild 3.25** den Effektivwert des Körperschalls für drei Messpunkte, die jeweils dem Hot-Spot eines Stranges zugeordnet sind. Die nach Gleichung (3.9) berechneten Effektivwerte erreichen gegen Mitte des eingesetzten dritten und damit letzten Korbes ihre Höchstwerte, abgesehen von den ersten Sekunden des Anfahrens und Runterbohrens.

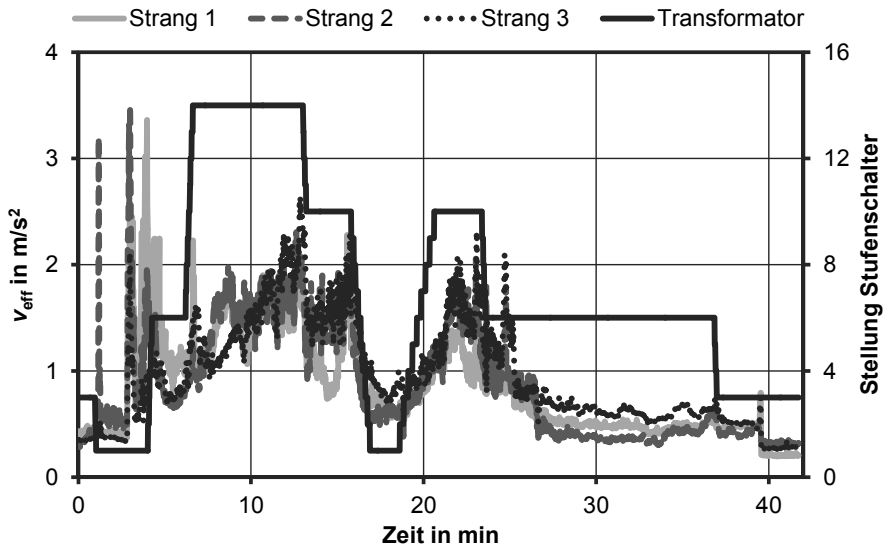


Bild 3.25: Verlauf des Effektivwerts des Körperschalls über einen dritten Korb

Gegen Ende der Schmelzzeit geht der Effektivwert des Körperschalls auf ein minimales Niveau im Betrieb zurück, siehe Bild 3.25. Anhand des drastischen Absenkens der Außenleiterspannung ab der 17. Minute wird ein erheblicher Einfluss auf die gemessenen Körperschallsignale ersichtlich. Das Verhalten ähnelt damit einem durch Mikrofonmessung bestimmten Schalldruckpegel und stimmt mit der subjektiven Wahrnehmung des Geräuschpegels am Lichtbogenofen überein.

Das durch die Kühlwasserströmung verursachte Rauschniveau ist gemessen am Effektivwert des Körperschalls relativ hoch und befindet sich nur knapp unter dem Körperschallniveau während der Überhitzungsphase. Es werden deutlich unterschiedliche Signalpegel der einzelnen Sensoren gemessen, welche besonders gegen Chargenende hervortreten. Der Chargiervorgang des dargestellten dritten Korbes verursacht einen Körperschallimpuls, siehe Bild 3.25 in der zweiten Minute.

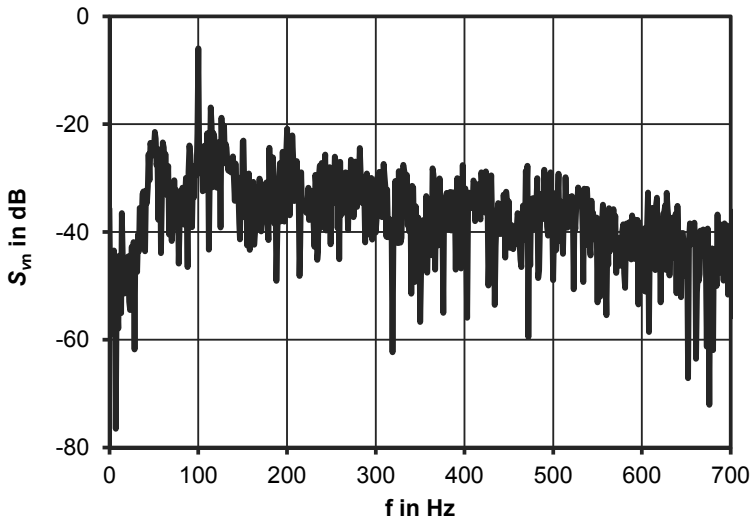


Bild 3.26: Normiertes Leistungsdichtespektrum des Körperschalls am Anfang einer typischen Hauptschmelzperiode

Zur näheren Betrachtung der spektralen Anteile wird nun das normierte Leistungsdichtespektrum des Körperschalls S_{vn} nach Gleichung (3.11) berechnet. Während der Hauptschmelzperiode ist typischerweise ein hoher spektraler Anteil bei 100 Hz erkennbar, siehe **Bild 3.26**. Daneben tritt hier ein geringerer Anteil bei der Netzfrequenz 50 Hz und bei 200 Hz gegenüber dem hohen Rauschanteil hervor. Das Spektrum einer Schallmessung mit Mikrofon in der Nähe des Ofengefäßes während der Hauptschmelzperiode zeigt eine ähnliche Verteilung, siehe beispielsweise [Beckmann 83].

Im Folgenden wird näher auf die Oberwellen im Körperschall eingegangen. Der spektrale Anteil bei 100 Hz wird hier als Grundschiwingung aufgefasst, da dieser permanent über den Rauschanteilen im Körperschall vorhanden ist. **Bild 3.27** zeigt den Verlauf dieser Grundschiwingung und weiterer Oberwellen des Körperschalls bei 200 Hz und 300 Hz im Verlauf eines ersten Korbes zur Herstellung von rostfreiem Edelstahl. Während des gesamten Niederschmelzens des ersten Korbes ist ein hoher Anteil gegenüber dem Ruhezustand zu erkennen, siehe Ende der Schmelzzeit nach 17 Minuten in Bild 3.27. Die einzelnen Harmonischen sind dabei einer hohen Schwankungsbreite unterworfen. Eine signifikante und bleibende Veränderung des entsprechenden spektralen Anteils ist im Verlauf dieses Korbes nicht ersichtlich. Während die spektralen Anteile bei 200 Hz und 300 Hz in der Hauptschmelzperiode nicht wesentlich höher als die spektralen Anteile der Zwischenharmonischen sind, verändert sich dies im Schmelzverlauf zunehmend. Im gleichen AC-EAF zur Herstellung von rostfreiem Edelstahl steigt der Anteil der Oberwellen während der Flachbadphase deutlich an, siehe **Bild 3.28**.

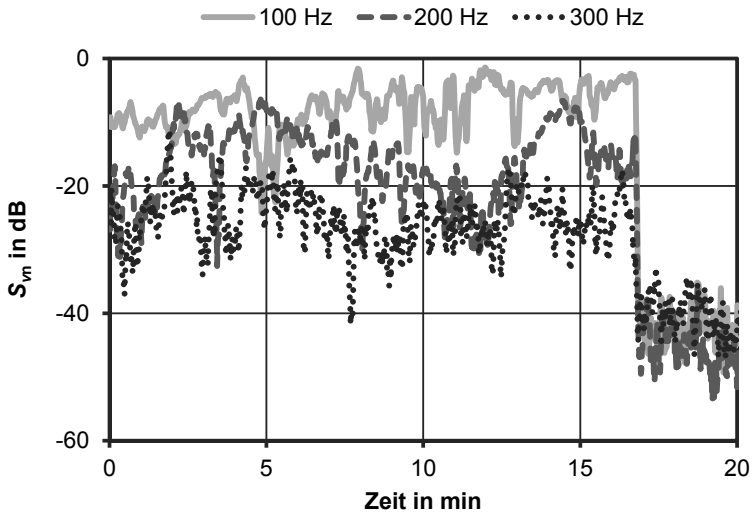


Bild 3.27: Ausgewählte Oberwellen des Körperschalls im Verlauf erster Korb

Die Oberwellen bei 200 Hz bis 600 Hz befinden sich nun deutlich über dem Rauschanteil der Zwischenharmonischen, teilweise mit einem Anteil von deutlich mehr als 20 dB, siehe Bild 3.28. Demgegenüber hat sich das Niveau des spektralen Anteils der Zwischenharmonischen im Vergleich zur Flachbadphase nur wenig verändert, siehe Unterschied zwischen Bild 3.28 und Bild 3.26.

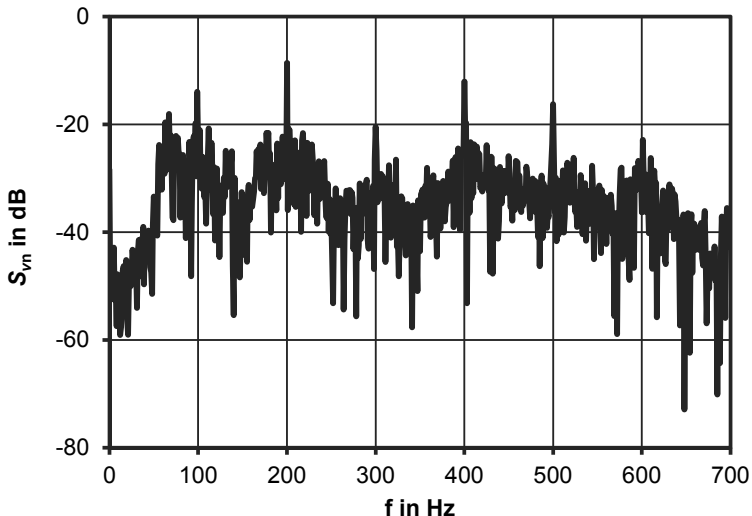


Bild 3.28: Normiertes Leistungsdichtespektrum des Körperschalls während der Flachbadphase ohne Schaum Schlacke

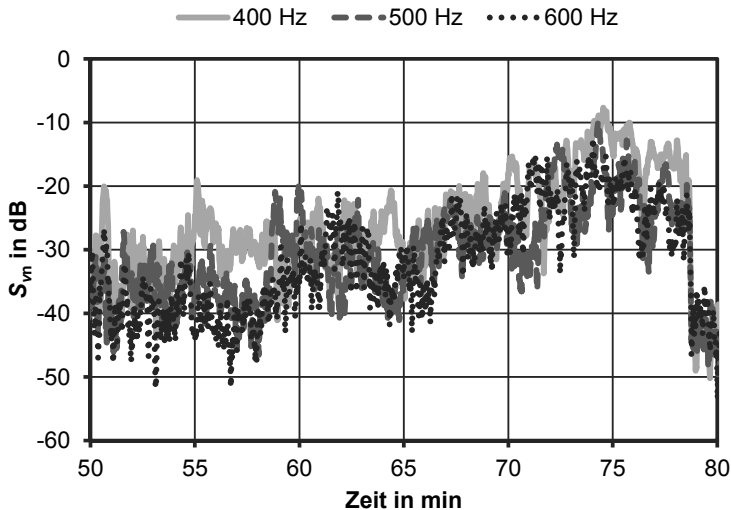


Bild 3.29: Ausgewählte Oberwellen des Körperschalls im Schmelzverlauf ab der Mitte der Hauptschmelzperiode bis zum Abstich

Entsprechend zeigt **Bild 3.29** die spektralen Anteile der Oberwellen von 400 bis 600 Hz ab Mitte der Hauptschmelzperiode eines dritten und damit letzten Schrottkorbs. Erst mit Einsetzen der Flachbadphase wird ein leichter Anstieg des Anteils dieser Harmonischen sichtbar, welcher in den letzten 10 Minuten zunehmend deutlicher wird.

Im Gegensatz zur Auswertung der elektrischen Größen in Kapitel 3.2 ist hier keine Korrelation einzelner spektraler Anteile mit dem elektrischen Arbeitspunkt zu beobachten. **Bild 3.30** zeigt hierzu die anteilige Signalleistung die auf die sechs wesentlichen Oberwellen von 100 bis 600 Hz entfallen, die Signalleistung der Zwischenharmonischen bis 700 Hz und die Signalleistung über 700 Hz. Die Berechnung erfolgt wiederum anhand Gleichung (3.16). Die Aufteilung der Signalleistung verändert sich im Schmelzverlauf stark. Ein direkter Zusammenhang dieser Anteile mit dem elektrischen Arbeitspunkt ist nicht erkennbar, siehe Stufenschalterstellung Ofentransformator im unteren Teil (B) von Bild 3.30.

Der elektrische Arbeitspunkt hat jedoch eine Auswirkung auf den Schalldruckpegel und damit auch auf den Körperschall, wie bereits deutlich in Bild 3.25 anhand des Effektivwertes des Körperschalls dargestellt. Bild 3.30 zeigt in diesem Zusammenhang, dass ein hoher Effektivwert des Körperschalls mit Anfang der Flachbadphase wesentlich durch die Oberwellen bestimmt ist. In der davor liegenden Hauptschmelzperiode sind dagegen die Rauschanteile unter 700 Hz dominierend. Bei geringem Effektivwert treten die Rauschanteile wiederum hervor, welche jedoch nicht unbedingt durch Schallanregung aus dem Ofengefäß stammen.

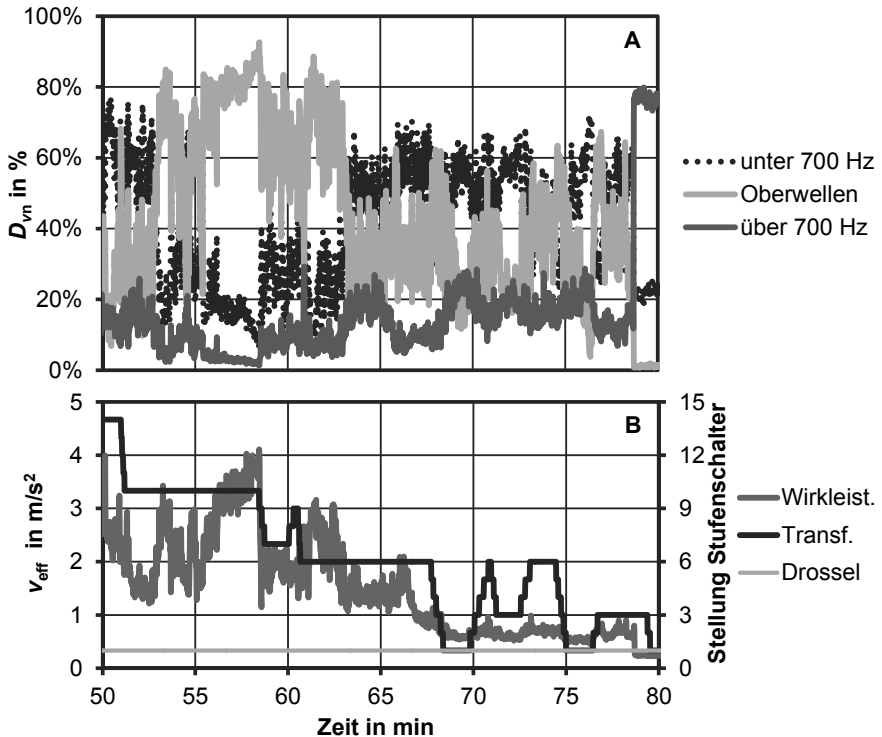


Bild 3.30: Signalleistungsanteile des Körperschalls in Prozent (A) sowie Effektivwert des Körperschalls und elektrischer Arbeitspunkt (B) im Schmelzverlauf

3.3.1 Abschirmung der Wandbereiche durch Schrott

Entsprechend der regelungstechnischen Systemanalyse in Kapitel 2.3 ist die Wandabschirmung durch das Schrotthaufwerk eine der entscheidenden Größen für eine übergeordnete Leistungsregelung. Stand der Technik ist bisher nur eine Auswertung der thermischen Größen, welche im Falle einer massiven Wärmebeaufschlagung lediglich die zu vermeidenden Auswirkungen einer fehlenden Wandabschirmung zeigen. Ein Ansatz für die Detektion des Einschmelzverhaltens ist ein Kamerasystem, welches mittels Bildverarbeitung Aufnahmen aus dem Ofengefäß verarbeitet. Aufgrund der unwirtlichen Bedingungen im Ofengefäß ist eine geschützte Installation notwendig, beispielsweise in einem Erdgasbrenner [Millman 08].

Der hier gewählte Ansatz beruht dagegen auf einer Auswertung der Körperschallsignale in Kombination mit den gemessenen Strangströmen. Während des Schaum-schlackenregimes hat sich hier eine gute Korrelation mit der Schaum-schlackenhöhe gezeigt, siehe [Wichert 06], [Wichert 07] und [Boh 10]. Dieses Prinzip wird hier nun auch auf die Hauptschmelzperiode angewandt, wie bereits in [Matschullat 08] angekündigt. **Bild 3.31** zeigt hierzu das Prinzip zur Erfassung der Wandabschirmung.

Hierzu wird ein Körperschallsensor im Hot-Spot-Bereich montiert, um den auf die Ofenwand übergehenden Schall der Lichtbögen aufzunehmen.

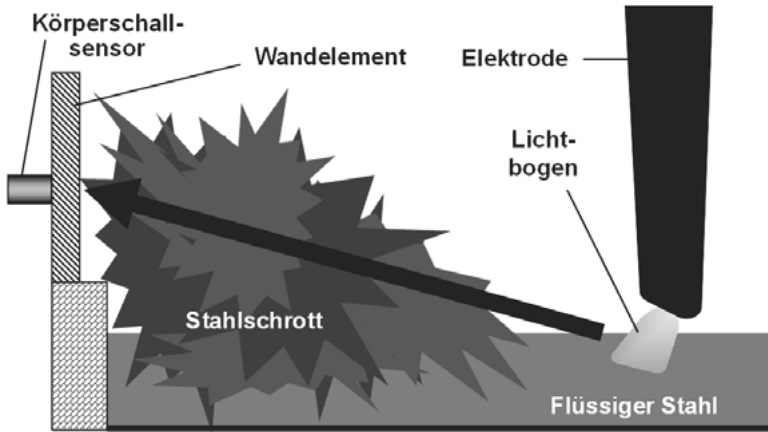


Bild 3.31: Messprinzip zur Erfassung der Wandabschirmung durch das Schrotthaufwerk mittels Körperschall [Dittmer 10]

Gegenüber der bisher vorgestellten Analyse der Körperschallsignale an sich, wird hier nun der Lichtbogen als Verursacher des Körperschalls mit ausgewertet. Dazu werden die Oberwellen des am Lichtbogen entstehenden Schalldrucks auf Basis der Strangströme berechnet. Durch Auswertung der typischen Oberwellen des Körperschalls bei 100 bis 600 Hz in Kombination mit dem am Lichtbogen entstehenden Schalldruck bei diesen Frequenzen kann nun ein Rückschluss auf die Übertragungsstrecke des Schalls zwischen Lichtbogen und Ofenwand gezogen werden. Die so berechnete Dämpfung des Schallübergangs auf die Ofenwand wird anschließend in Korrelation zur Höhe des Schrotthaufwerks gesetzt, wie in [Dittmer 09a] und [Dittmer 09c] vorgestellt und in [Matschullat 08] angekündigt.

Zunächst werden die an den Lichtbögen entstehenden Oberwellen des Schalls berechnet. Ein heuristischer Ansatz der Form $i_k^\lambda(t)$ hat sich hier als vorteilhaft erwiesen. Die Berechnung der spektralen Anteile erfolgt wiederum mittels Gleichung (3.8). Anschließend werden die entsprechenden Oberwellen der drei Lichtbögen des AC-EAF gemittelt und so zu einer Schallquelle zusammengefasst. Das Leistungsdichtespektrum des Schalldrucks S_{ak} ergibt sich damit zu

$$S_{ak}(p) = \sum_{k=1}^3 \frac{1}{N} \left| \sum_{n=0}^{N-1} i_k^\lambda(n) e^{-jn p \frac{2\pi}{N}} \right|^2. \quad (3.24)$$

Da der Lichtbogen je Halbwelle zündet, zeigt der von ihm ausgehende Schall Oberwellen an vielfachen der doppelten Netzfrequenz. Der Exponent λ wird entsprechend im Bereich der natürlichen Zahlen gewählt, um die Verdoppelung der Frequenz zu erreichen. Ausgehend von dieser modellierten Schallquelle kann nun für jeden Kör-

perschallsensor ein Dämpfungsmaß berechnet werden. Unter Einbeziehung der berechneten spektralen Anteile im Körperschall $S_{v,k}(p)$ des Hot-Spots von Strang k an den diskreten Frequenzstützstellen p wird die Abschirmung dieses Wandbereich $G_{v,k}$ berechnet zu

$$G_{v,k} = \left(1 - \sum_{h=1}^6 W_{h,k} \frac{S_{v,k}(h \cdot 100 \text{ Hz})}{S_{ak}(h \cdot 100 \text{ Hz})} \right) \beta \quad (3.25)$$

mit dem Gewichtungsfaktor $W_{h,k}$ der einzelnen Körperschall-Oberwellen der Ordnung h bei 100 bis 600 Hz des Hot-Spots von Strang k und einem Anpassungsfaktor β . Auf diese Weise kann für die Wandbereiche mit der höchsten Wärmebeaufschlagung das Niederschmelzen des Schrotthaufwerks beobachtet werden. **Bild 3.32** zeigt ein Beispiel für die Aufteilung des Ofengefäßes in drei Bereiche mit entsprechender Körperschallmessung im jeweiligen Hot-Spot. Die Körperschallsensoren sind dazu wie eingangs beschrieben orthogonal an den Wandelementen angebracht und nehmen die Beschleunigungen in der eingezeichneten Richtung auf.

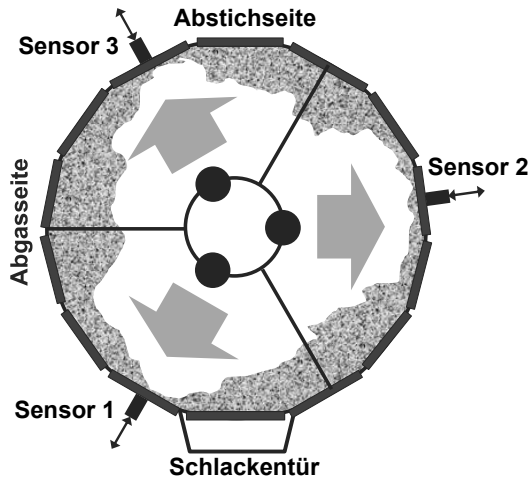


Bild 3.32: Beispiel des Aufbaus einer Körperschallmessung zur Bestimmung der Wandabschirmung für die drei Hot-Spot-Bereiche eines AC-EAF

Die berechnete Wandabschirmung $G_{v,k}$ über den Schmelzprozess eines ersten Korbes in einem AC-EAF zur Herstellung von rostfreiem Edelstahl mit 135 MVA Ofentransformator zeigt **Bild 3.33**, siehe auch [Dittmer 11a]. Die Abschirmung wird hier in % dargestellt, wobei 100 % einem vollständig vom Schrotthaufwerk verdeckten Hot-Spot-Bereich entspricht. Es zeigt sich ein nahezu symmetrisches Einschmelzverhalten. Gegen Ende des dargestellten ersten Korbes geht die Wandabschirmung erwartungsgemäß zurück. Entsprechend kann eine Korrektur des Arbeitspunktes erfolgen um eine hohe Wärmebeaufschlagung der Wandbereiche zu vermeiden.

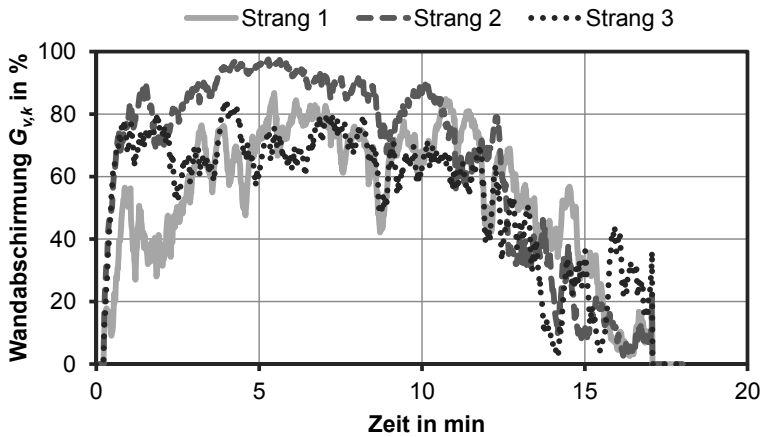


Bild 3.33: Symmetrisches Niederschmelzen eines ersten Korbes [Dittmer 11a]

Gegenüber einem gleichmäßigen Niederschmelzen des Schrotthaufwerks kann auch ein asymmetrisches Einschmelzen auftreten. **Bild 3.34** zeigt einen solchen Fall für den Schmelzprozess eines ersten Korbes in einem AC-EAF mit einem 80 MVA Ofentransformator, siehe auch [Dittmer 09a] und [Dittmer 09c]. Mit zunehmender Schmelzdauer nimmt die Wandabschirmung ab. Insbesondere die Hot-Spots von Strang 3 und Strang 1 sind hier gegen Ende des ersten Korbes nicht mehr durch Schrott geschützt. Ein solch asymmetrisches Niederschmelzen des Schrotthaufwerks kann durch Umverteilung der Strahlungsleistung zumindest teilweise kompensiert werden. Dazu müssen die Impedanz-Sollwerte entsprechend der in Kapitel 2.5 gezeigten Strahlungsleistung eingestellt werden. Eine Regelung der Strahlungsleistung wird in Kapitel 4.3 eingeführt.

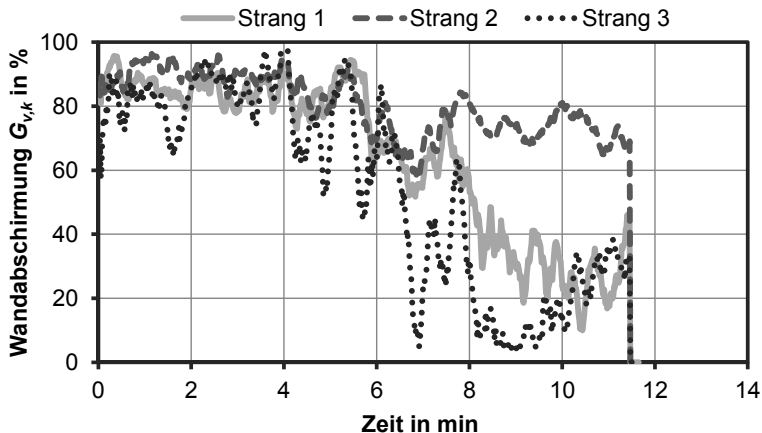


Bild 3.34: Asymmetrisches Niederschmelzen des Schrotthaufwerks vor den Hot-Spots in einem ersten Korb [Dittmer 09a]

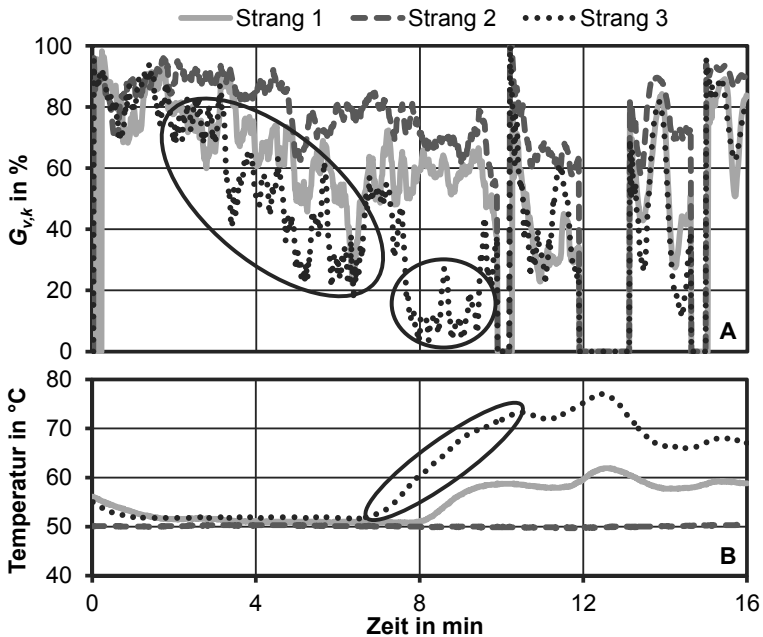


Bild 3.35: Asymmetrisches Niederschmelzen welches zu einer Wärmebelastung eines Hot-Spots führt [Dittmer 09a]

Den Zusammenhang zwischen der berechneten Wandabschirmung und dem thermischen Zustand des Ofengefäßes zeigt **Bild 3.35**, siehe dazu auch [Dittmer 09a] und [Dittmer 09c]. Hier wird über einen längeren Zeitraum hinweg eine deutlich fallende Wandabschirmung des Hot-Spots von Strang 3 im Schmelzverlauf eines zweiten Korbes detektiert. Ohne eine entsprechende Anpassung des Arbeitspunktes werden die Schlackenabackungen mit der Zeit niedergeschmolzen, welches bei komplett frei brennendem Lichtbogen ca. 30-60 Sekunden dauert [Krüger 98b]. Durch die so verringerte thermische Isolierung reagiert dieser Wandbereich in der nachfolgenden Zeit empfindlicher auf eine Wärmebeaufschlagung durch den Lichtbogen. Dementsprechend ist ein deutlicher Temperaturanstieg im Nachlauf der Kaltwasserkühlung des Hot-Spots von Strang 3 erkennbar (B). In diesem Beispiel muss die Energiezufuhr durch Abschaltung nach der 12. Minute unterbrochen werden, da die Nachlauftemperaturen auf ein unzulässig hohes Niveau von über 75 °C gestiegen sind. Durch einen manuellen Eingriff des Bedieners wird nach einer Pause von ca. einer Minute die Außenleiterspannung des Ofentransformators herabgesetzt. Mit Einsetzen der Schaumslaggenfahrweise sinken die Temperaturen und der Betrieb kann mit reduzierter Leistung fortgesetzt werden. Durch eine rechtzeitige Anpassung des elektrischen Arbeitspunktes und einer entsprechenden Umverteilung der Strahlungsleistung könnte die hier gezeigte Nebenzeit reduziert werden.

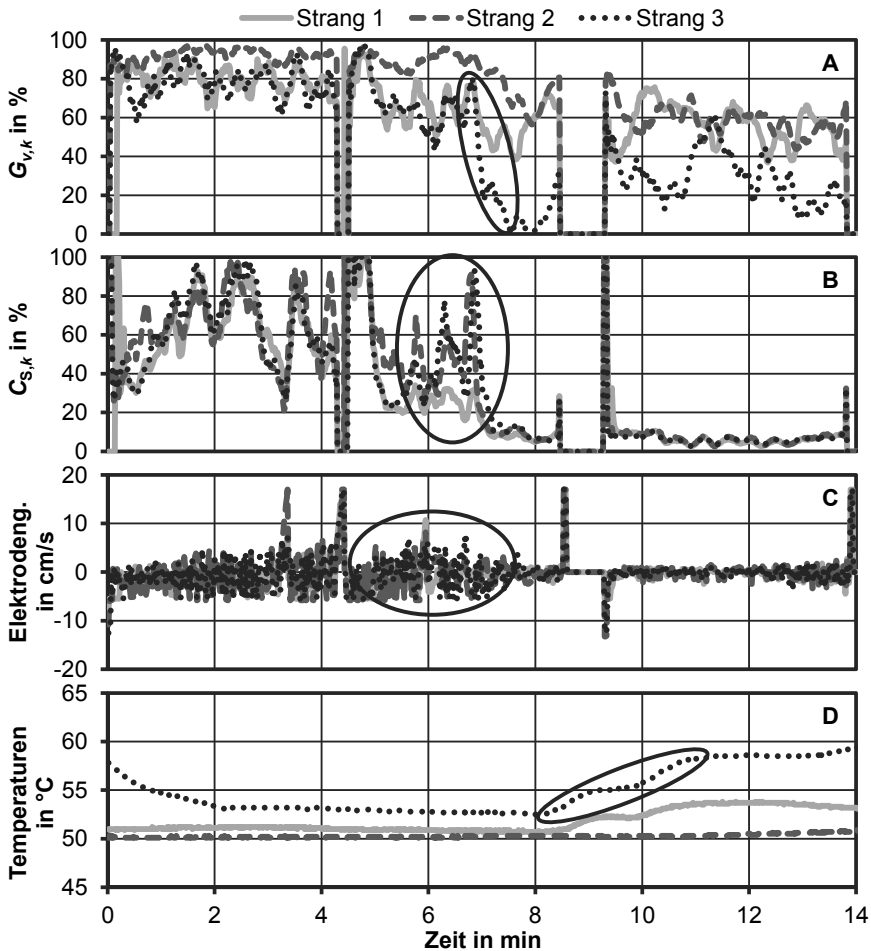


Bild 3.36: Kombinierte Auswertung der hier vorgestellten Signale zur Zustandsbestimmung in einem AC-EAF [Dittmer 09a]

Eine zeitnahe Detektion fehlender Wandabschirmung zeigt **Bild 3.36** im Schmelzverlauf eines zweiten Korb in einem AC-EAF zur Herstellung von Qualitätsstahl, siehe auch [Dittmer 09a] und [Dittmer 09c]. Hier zeigt ein rapides Absinken der Wandabschirmung (A) in der 7. Minute einen Schrottsturz im Bereich des Hot-Spots von Strang 3 an. Dies bestätigt sich auch durch einen erneut relativ hohen Anteil kalten Schrotts am Lichtbogenfußpunkt (B). Der nun folgende Übergang zur Flachbadphase ist durch einen vergleichsweise ruhigen Betrieb mit wenig Elektrodenbewegung gekennzeichnet. Die hierzu dargestellte Elektrodengeschwindigkeit (C) wird in diesem Fall aus dem Stellsignal der Elektrodenregelung an die Hydraulik berechnet. Nach ca. einer Minute steigt daraufhin die Wärmebelastung des Wandbereichs von Hot-

Spot 3 an, zusehen durch eine Erhöhung der Kühlwassertemperatur dieses Bereichs im Nachlauf (D).

Das detektierte Fehlen der Wandabschirmung durch das Schrotthaufwerk ermöglicht hier einen rechtzeitigen Eingriff in den elektrischen Arbeitspunkt. Während des Niederschmelzens des zuvor eingesetzten Schrotts trat bereits eine leicht erhöhte Temperatur des Hot-Spots von Strang 3 auf. Vor diesem Hintergrund hätte durch Umverteilung der Strahlungsleistung ein weiteres Abschmelzen von Schlackenankrackungen verhindert werden können. In der nun einsetzenden Fahrweise mit Schaum-schlacke steigt die Temperatur des Hot-Spots von Strang 3 nochmals leicht an. Eine anhaltende Umverteilung der Strahlungsleistung erscheint hier als sinnvoll um die Wärmebeaufschlagung auf diesen Bereich nicht weiter zu erhöhen.

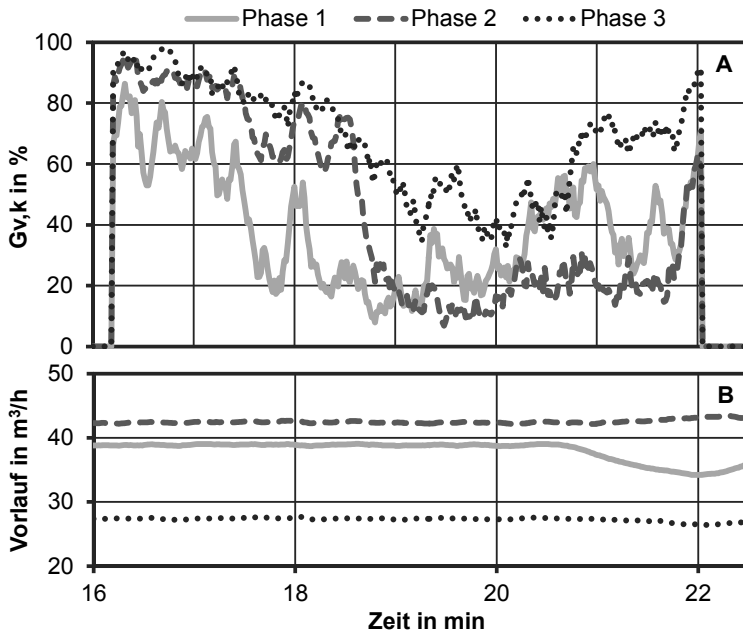


Bild 3.37: Thermische Belastung aufgrund fehlender Wandabschirmung bei einer Heißwasserkühlung [Dittmer 10]

Während der in Bild 3.36 gezeigte langsame Anstieg der Hot-Spot-Temperatur eine nutzbare Information darstellt, ist die Auswertung einer Heißwasserkühlung weniger ergiebig, siehe hierzu Kapitel 3.1. **Bild 3.37** zeigt ein entsprechendes Beispiel für einen AC-EAF zur Herstellung rostfreien Edelstahls, siehe auch [Dittmer 10]. Gegen Ende des ersten Korbes wird hier nach einer Pause von ca. zwei Minuten wieder eingeschaltet und kurz darauf mit langen Lichtbögen bei 1042 V Außenleiterspannung weiter geschmolzen. Die Wandabschirmung des Hot-Spots 1 befindet sich hier über einen längeren Zeitraum hinweg auf einem niedrigen Stand. In dieser Zeit kann der Lichtbogen von Strang 1 größtenteils frei auf diesen Wandbereich abstrahlen und

so Schlackenankrackungen oder auch mittels Manipulator angebrachtes Feuerfestmaterial abschmelzen. Zudem wird der gezeigte AC-EAF statisch mit asymmetrischen Arbeitspunkten betrieben, wodurch eine zusätzliche Belastung des Hot-Spots von Strang 1 durch Strahlungsleistung gegeben ist. Erst einige Minuten später wird eine entsprechende Wärmebeaufschlagung sichtbar, welche aufgrund der Charakteristik der Heißwasserkühlung bereits als zu hoch einzustufen ist, siehe Kapitel 3.1.

Die auf diese Weise gewonnene Information über den Zustand des Schmelzprozesses im Ofengefäß eröffnet die Möglichkeit einer verbesserten Regelung der elektrischen Leistung. So kann das asymmetrische Niederschmelzen des Schrotthaufwerkes detektiert werden, um eine Umverteilung der Strahlungsleistung der Lichtbögen vorzunehmen, bevor die schützenden Schlackenankrackungen abgeschmolzen werden. Eine entsprechende Regelung der elektrischen Leistung und insbesondere der Strahlungsleistung der Lichtbögen wird in Kapitel 4 näher beschrieben.

3.3.2 Bestimmung Schmelzfortschritt und Chargiersignal

Wie bereits in den vorangegangenen Kapiteln beschrieben, bedarf der Übergang zwischen effektivem Schmelzen mit langen Lichtbögen während der Hauptschmelzperiode und der einsetzenden Flachbadphase einer Anpassung des elektrischen Arbeitspunktes. Durch eine Umverteilung der Strahlungsleistung auf Basis der Wandabschirmung kann zunächst ein möglichst symmetrisches Einschmelzen erzielt werden. Doch ab einem gewissen Zeitpunkt muss zwangsläufig die Lichtbogenlänge verringert werden. Der darauf folgende Betrieb mit kürzeren Lichtbögen und höherem Strom ist gegenüber dem Betrieb mit langen Lichtbögen beim Niederschmelzen des Schrotthaufwerkes weniger effizient, insbesondere auch durch das in der Übergangszeit noch nicht voll ausgebildete Schaumslaggenreime.

Die Bestimmung des Zeitpunkts, an dem das Schrotthaufwerk nahezu vollständig niedergeschmolzen wurde, ist daher von besonderem Interesse. Zum einen kann eine dynamische Anpassung des elektrischen Arbeitspunktes erfolgen. Zum anderen ist dies für den Betrieb von Lichtbogenöfen mit mehreren Schrottkörben von großem Interesse. Durch ein möglichst schnelles Chargieren des nächsten Schrottkorbs können hohe Abwärmeverluste, hoher Verschleiß und eine niedrige Produktivität durch eine unnötige Verlängerung der wenig effektiven Übergangszeit zur Flachbadphase vermieden werden. Da vor dem letzten Schrottkorb zumeist auch die Schlacke noch nicht geschäumt wird, ist hier ein zu langes Schmelzen deutlich ineffizient. Schlimmstenfalls werden so die vorhandenen Schlackenankrackungen abgeschmolzen, wodurch auch in der Folgezeit hohe thermische Verluste an den Wandelementen zu erwarten sind. Taucht der nachfolgende Schrott dadurch bedingt zu weit in den flüssigen Sumpf ein, so wird auch der nachfolgende Korb weniger effizient eingeschmolzen.

Auf der anderen Seite ist ein zu frühes Chargieren des nächsten Korbes jedoch ebenso nachteilig, falls das gesamte Schrottvolumen nicht komplett in das Ofengefäß hineinpasst und der Deckel nicht eingeschwenkt werden kann. In einem solchen Fall kann zunächst versucht werden mit dem leeren Schrottkorb das Schrotthaufwerk zu planieren, was zu einer unerwünschten Nebenzeit von wenigen Minuten führt. Even-

tuell muss auf einen vollen Schrottkorb zurückgegriffen werden, um die Schrottsäule nieder zu drücken. Im Extremfall muss aufwendig ein Teil des Schrotts wieder geborgen werden, wodurch eine erhebliche Nebenzeit verursacht wird. Neben einem empfindlichen Produktivitätsverlust sind auch die Abwärmeverluste in dieser Nebenzeit mit ausgeschwenktem Deckel erheblich. Zudem können große Mengen an Verbrennungsrückständen in die Werkshalle gelangen.

Ein zu frühes Chargieren ist aufgrund dieser schwerwiegenden Nachteile zu vermeiden. Häufig bevorzugt das Bedienpersonal daher ein längeres Schmelzen bei ineffektivem Arbeitspunkt. Insbesondere da eine hohe Nebenzeit in der Betriebsführung schnell auffällt und als Bedienfehler ausgelegt werden kann. Es fehlt hier eine objektive Methode um das Bedienpersonal bei der Beurteilung des Schmelzfortschritts zu unterstützen. Meist wird ein Chargieren durch den subjektiven Eindruck vom Zustand des Lichtbogenofens eingeleitet, insbesondere anhand des Schalldrucks und des Geräusches der Lichtbögen, sowie anhand des visuellen Eindrucks durch die Ofenöffnung. Nicht zuletzt wird häufig so lange geschmolzen bis eine Wärmebelastung in den Wandbereichen auftritt, trotz aller eingangs beschriebenen Nachteile. Auch das Chargieren anhand eines Fahrdiagramms mit fest hinterlegtem Energieeintrag ist weiterhin üblich.

Darüber hinaus gibt es eine Reihe an Hilfsmitteln, die den Bediener bei der Entscheidung unterstützen können. Zum einen kann eine Auswertung des Grundschnwingungsgehalts der Ströme angewandt werden, siehe dazu das in Kapitel 3.2 beschriebene Verhalten der elektrischen Größen im Prozessverlauf. Zum anderen gibt es eine Reihe von Modellen, welche beispielsweise den Schmelzverlauf einzelner Bereiche im Ofengefäß anhand einer Energiebilanz simulieren [Nyssen 04]. Darüber hinaus bieten optische Verfahren hier eine Möglichkeit ein Bild aus dem Ofeninneren zu liefern, beispielsweise durch Installation in einem Brenner, siehe [Millman 08] und [Nyssen 06]. Diese Methode ist insbesondere für die Regelung der Brenner an sich vorteilhaft [Nyssen 07]. Auch die Auswertung der akustischen Größen mittels Mikrofonmessung kann hierzu benutzt werden, siehe [Beckmann 83] und [Homeyer 01]. Körperschallmessungen an einem vollständig ausgemauerten AC-EAF haben hier bisher kein Ergebnis geliefert, siehe [Higgs 74] und [Higgs 76].

Vor diesem Hintergrund werden im Folgenden zwei Methoden vorgestellt, den optimalen Zeitpunkt des Chargierens zu bestimmen. Dabei wird jeweils auf den detaillierten Analysen der vorherigen Kapitel 3.2 und 3.3 aufgebaut. Zum einen wird hierfür ein Signal basierend auf den Strangströmen herangezogen. Dieses Signal berücksichtigt im Wesentlichen den Schmelzfortschritt am Fußpunkt der Lichtbögen in der Mitte des Ofengefäßes. Zum anderen wird ein Signal-Rausch-Abstand des Körperschalls hierzu eingeführt, welches den Schmelzfortschritt unmittelbar an den Ofenwänden widerspiegelt. Auf Basis der Strangströme wird zunächst das Leistungsdichtespektrum des quadrierten Stroms $S_{q,k}(p)$ des Strang k definiert zu

$$S_{q,k}(p) = \frac{1}{N} \left| \sum_{n=0}^{N-1} i_k^2(n) e^{-jnp \frac{2\pi}{N}} \right|^2. \quad (3.26)$$

Darauf aufbauend kann die spektrale Leistung D_{q1} der Zwischenharmonischen im Bereich 100 bis 500 Hz bestimmt werden. Bei Verarbeitung von Messdaten über einen Zeitraum von einer Sekunde entspricht die Stützstelle p der jeweiligen Frequenz in Hz. Die Berechnung erfolgt mit der Ordnungszahl h der Harmonischen zu

$$D_{q1} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 \left(\sum_{h=1}^4 \left(\sum_{p=(100h+\alpha)\text{Hz}}^{(100(h+1)-\alpha)\text{Hz}} S_{q,k}(p) \right) \right) \quad (3.27)$$

mit einem Sperrbereich α von ca. 10 Hz zu den typischen Oberwellen des quadrierten Strangstroms bei $h \cdot 100$ Hz. In ähnlicher Art und Weise wird die spektrale Signalleistung D_{q2} bei den Oberwellen der Ordnung h im Bereich von 200 bis 500 Hz gemittelt über die drei Stränge berechnet zu

$$D_{q2} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 \left(\sum_{h=2}^5 S_{q,k}(h \cdot 100 \text{ Hz}) \right). \quad (3.28)$$

Das Verhältnis γ der beiden spektralen Anteile wird durch eine Minimumbildung begrenzt berechnet zu

$$\gamma = \min \left(1, \eta \frac{D_{q2}}{D_{q1}} \right) \quad (3.29)$$

mit η als einzustellendem Parameter, in Abhängigkeit der typischen spektralen Anteile der Strangströme des entsprechenden AC-EAF. Als besonders vorteilhaft hat sich eine Berechnung des Chargiersignals B_{qi} auf Basis der quadrierten Strangströme mit

$$B_{qi} = \gamma - \frac{1}{2\pi} \sin(2\pi\gamma) \quad (3.30)$$

ergeben. Mit zunehmendem Schmelzverlauf steigt dieses Signal auf einen Wert von 1 an und signalisiert damit ausreichend stabile Brennbedingungen am Fußpunkt der Lichtbögen. Im Zusammenhang mit der in Kapitel 3.2 durchgeführten Analyse der Strangströme kann so auf genügend eingeschmolzenes Material im Bereich um die Elektroden geschlossen werden.

Als zweite Methode wird nun der Abstand zwischen den Oberwellen im Körperschall und den dazwischen liegenden Rauschteilen betrachtet. Die Korrelation eines solchen Signals mit dem Schmelzverlauf wird für eine Mikrofonmessung bereits in [Beckmann 83] und [Homeyer 01] genannt. In Kapitel 3.3 wird in diesem Zusammenhang klar, dass die Oberwellen sich im Schmelzverlauf deutlich erhöhen und gegenüber dem Hintergrundrauschen hervortreten. Entsprechend wird dieser Signal-Rausch-Anteil anhand der Leistungsdichte des Körperschalls S_{vn} nach Gleichung (3.11) berechnet. Dazu wird zunächst das Verhältnis $A_{h,k}$ des spektralen Anteils der Oberwelle h zum benachbarten Rauschanteil berechnet zu

$$A_{h,k} = \frac{S_{v,k}(h \cdot 100 \text{ Hz})}{\frac{1}{2(51-2\alpha)} \left(\sum_{p=(h100-50+\alpha)\text{Hz}}^{(h100-\alpha)\text{Hz}} S_{v,k}(p) + \sum_{p=(h100+\alpha)\text{Hz}}^{(h100+50+\alpha)\text{Hz}} S_{v,k}(p) \right)} \quad (3.31)$$

mit einem Sperrbereich α von ca. 10 Hz. Unter Berücksichtigung eines auf den jeweiligen AC-EAF einzustellenden Gewichtungsfaktors $W_{h,A}$ für den Rauschabstand der Harmonischen h erfolgt nun eine Berechnung des mittleren Signal-Rausch-Abstands A_m über die drei Stränge mit

$$A_m = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 \left(\sum_{h=1}^6 W_{h,A} A_{h,k} \right). \quad (3.32)$$

Unter Berücksichtigung des Grundswingungsgehalts $g_{i,k}$ des Stroms von Strang k erfolgt nun eine Berechnung des zweiten Teils des Chargiersignals B_{Av} auf Basis der Körperschallmessung durch

$$B_{Av} = \nu(A_m - \sigma) \left(\frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 g_{i,k} - 0,9 \right) \quad (3.33)$$

mit einem minimalen mittleren Signal-Rausch-Abstand σ und einem Normierungsfaktor ν für den jeweils betrachteten AC-EAF. Das auf diese Weise berechnete Signal berücksichtigt den Schmelzfortschritt an den drei Hot-Spots im Ofengefäß.

Die Werte B_{qi} und B_{Av} der beiden Methoden zur Bestimmung des Chargierzeitpunkts werden sekundlich berechnet. **Bild 3.38** zeigt diese Werte über den Schmelzverlauf eines ersten Korbes in einem AC-EAF zur Herstellung rostfreien Edeltstahls mit 135 MVA Nennleistung. Die berechneten Werte zeigen hier jeweils die typische hohe Schwankungsbreite der Messdaten an einem Lichtbogenofen. Es wird daher eine Weiterverarbeitung der beiden Signale vorgenommen. Erst wenn beide Signale für eine gewisse Zeit über einem Grenzwert liegen, wird ein Signal zum Chargieren des nächsten Korbes ausgegeben.

Der in Bild 3.38 dargestellte Ausschnitt zeigt den ersten Korb einer Charge Austenit mit 95,2 t Einsatzgewicht. Durch einen Handeingriff wird die Wirkleistung in der 12. Minute auf ca. 60 MW herabgesetzt. Hier tritt bereits eine leicht erhöhte Wärmelast an den Wandelementen auf. Erst gegen Ende des Korbes wird die Außenleiter-Spannung nochmals erhöht. Nach 20 Minuten des Schmelzbetriebs wird das Chargiersignal ausgegeben, da sich sowohl die B_{qi} als auch die B_{Av} Werte über einen bestimmten Zeitraum auf einem hohen Niveau befinden. Zu diesem Zeitpunkt beträgt der spezifische elektrische Energieeintrag bereits 245,8 kWh/t, ohne zusätzlichen Eintrag durch Brenner o. ä.

Knapp eine Minute nach Ausgabe des Chargiersignals wird zum Setzen des nächsten Korbes ausgeschaltet. Der darauf folgende Korb mit 69,4 t Einsatzgewicht passt ohne Weiteres in das Ofengefäß. Nach ca. vier Minuten wird wieder eingeschaltet, um den zweiten und damit letzten Korb einzuschmelzen.

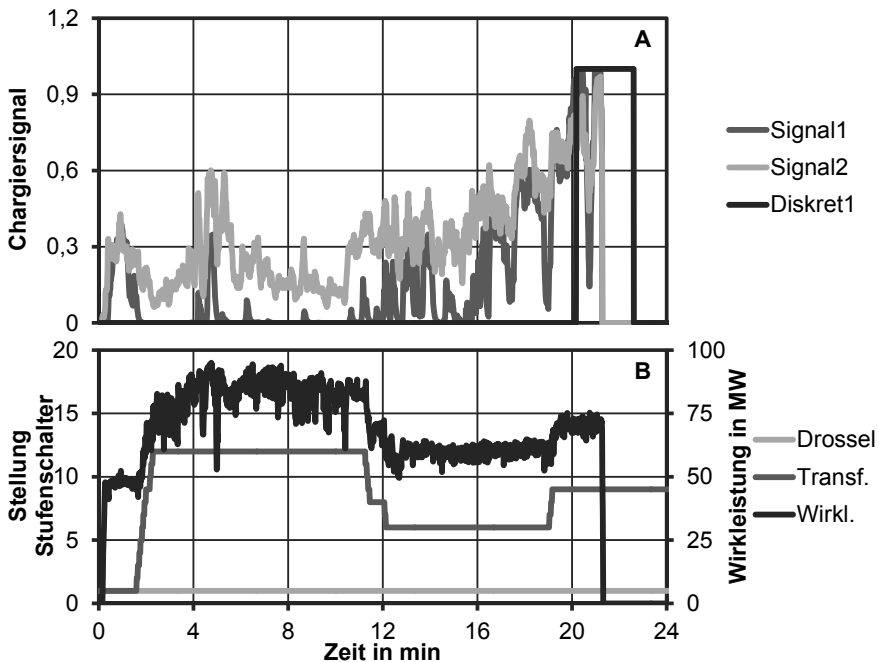


Bild 3.38: Verlauf beider Methoden zur Bestimmung des Chargierzeitpunkts

Ein weiteres Beispiel für das Chargiersignal ist in **Bild 3.39** für einen ersten Korb einer Ferrit-Charge mit 83,4 t Einsatzgewicht gegeben, siehe auch [Mees 12]. Das Signal zum Chargieren des nächsten Korbes wird bereits in der 15. Minute unter Stromfluss ausgegeben. Bis zu diesem Zeitpunkt wird mit hoher Außenleiterspannung und einer durchschnittlichen Wirkleistung von ca. 78 MW geschmolzen. Eine Wärmebeaufschlagung der Wandelemente ist bis hierhin nicht aufgetreten. Der Schmelzbetrieb wird kurz darauf bei einem spezifischen elektrischen Energieeintrag von 206,7 kWh/t gestoppt. Das Chargieren des nächsten Korbes mit einem Einsatzgewicht von 80,3 t findet ohne Notwendigkeit eines Planierens des eingesetzten Schrotts statt.

Beide Beispiele zeigen das Potenzial des Chargiersignals recht deutlich. Durch ein rechtzeitiges Chargieren wird eine hohe Wärmebeaufschlagung der Wandelemente jeweils verhindert, welche sich durch ein zu langes Schmelzen des ersten Korbes ergeben kann. Neben einer hohen Produktivität ist so auch ein niedriger Verschleiß von Wandelementen und feuerfester Ausmauerung erzielbar. In der Folge werden auch geringere Wärmeverluste durch ein effektiveres Schmelzen mit langen Lichtbögen, geringere Nebenzeiten und verbleibende Schlackenankrackungen erreicht. Unter Einbeziehung des Füllgrades der nachfolgenden Körbe ist eine weitere Verbesserung des Chargiersignals möglich. Die hier vorgestellte Methodik zur Erzeugung eines Chargiersignals wird auch mit ersten Ergebnissen in [Mees 12] beschrieben.

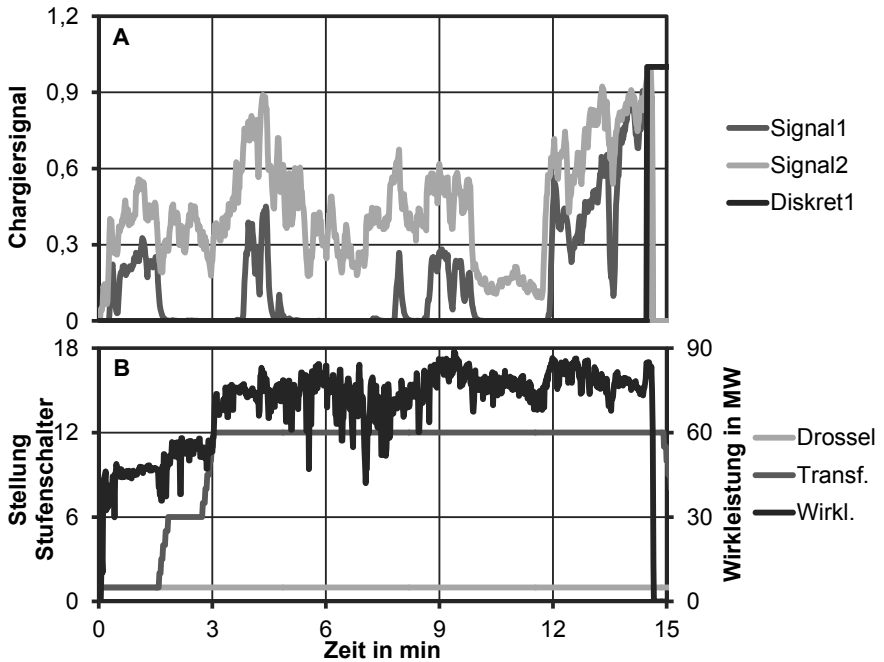


Bild 3.39: Verlauf beider Methoden zur Bestimmung des Chargierzeitpunkts über einen ersten Korb mit rechtzeitiger Abschaltung [Mees 12]

Das Chargiersignal bietet einen weiteren Informationsgewinn zu den bereits eingeführten Signalen zur Zustandsbestimmung in einem AC-EAF. **Bild 3.40** zeigt eine gemeinsame Auswertung für den ersten Korb einer Austenit-Charge mit 43,4 t Einsatzgewicht. Der Schrotteinsatz hat hier eine geringe Dichte, weshalb insgesamt vier Körbe gesetzt werden müssen. Ab der dritten Minute wird hier mit einer durchschnittlichen Wirkleistung von ca. 76 MW großvolumig eingeschmolzen. Das Niederschmelzen des Schrotthaufwerks zeigt sich besonders gut im Signal der Wandabschirmung, wobei insbesondere der Wandbereich von Strang 3 in Richtung Abstich permanent besser abgeschirmt ist. Die dauerhaft niedrige Abschirmung im Bereich von Strang 1 und 2 resultiert in einer Wärmebeaufschlagung der Wandelemente 2 und 12 in diesen Bereichen, was an dem Rückgang des entsprechenden Volumenstroms im Vorlauf erkennbar ist. Entsprechend des Rückgangs wird ein entsprechend kritischer Zustand des Ofengefäßes berechnet, siehe Methodik in Kapitel 3.1. Erst nach einem massiven Einbruch der Vorlaufmengen wird hier in den Prozess eingegriffen, indem die Sekundärspannung des Ofentransformators reduziert wird, siehe Stellung des Stufenschalters im oberen Teil von Bild 3.40.

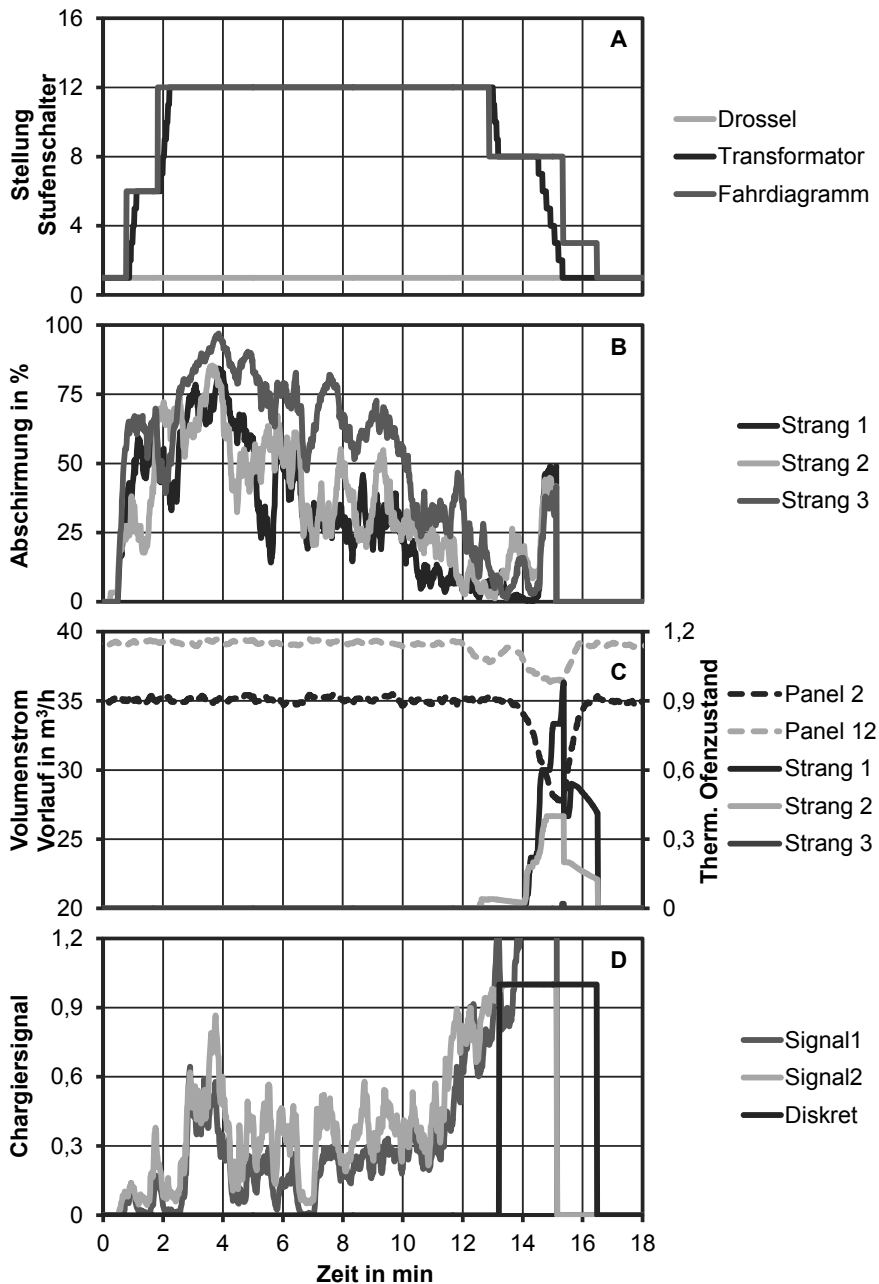


Bild 3.40: Kombinierte Auswertung zur Zustandsbeobachtung über einen ersten Korb mit zu spätem Nachchargieren

Mit Erreichen der größten thermischen Beaufschlagung von Wandpanel 2 wird mittels Ofenschalter bereits ausgeschaltet. Aufgrund des geringen Gewichts von nur 43,4 t des ersten Korbes bei insgesamt 148 t Einsatzgewicht der Charge, beträgt der spezifische Energieeintrag zu dieser Zeit bereits 403,8 kWh/t. Aufgrund der geringen Dichte des Einsatzes wurde durch das Bedienpersonal auf die Wärmebeaufschlagung des Wandelements gewartet um sicherzustellen, dass der erste Korb komplett niedergeschmolzen ist. Neben der Wandabschirmung zeigt auch das Chargiersignal einen früheren Zeitpunkt für das komplette Niederschmelzen des Korbes an. Nachdem beide Methoden ausgelöst haben, wird das Chargiersignal nach 13 Minuten Schmelzzeit und einem spezifischen Energieeintrag von 355,6 kWh/t angezeigt. Durch Nachchargieren zu diesem Zeitpunkt hätte die darauf folgende, vergleichsweise ineffiziente Schmelzzeit von ca. zwei Minuten vermieden werden können. Dies hätte auch zur Vermeidung der nachfolgenden massiven Wärmebeaufschlagung der Wandelemente geführt. Im Verlauf der nachfolgenden Körbe treten an den bereits freigeschmolzenen Wandelementen 2 und 12 immer wieder massive Wärmebeaufschlagungen auf. Die jeweils notwendigen Prozesseingriffe führen in der Folge zu einer langen Schmelzzeit mit ineffizientem Arbeitspunkt. Neben einer geringeren Materialbeanspruchung, wären durch rechtzeitiges Chargieren demnach auch die Produktivität höher und der Energiebedarf der Charge niedriger ausgefallen. Das hier vorgestellte Chargiersignal bietet damit eine zuverlässige Basis zur Optimierung des Chargierzeitpunkts, welcher erheblichen Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit eines Lichtbogenofens hat.

4 Zustandsbasierte Leistungsregelung

Durch die vorhergehende Zustandsbestimmung werden eine Reihe von Ereignissen und Zustände im Ofengefäß erkannt. Auf Basis des in Kapitel 2.3 beschriebenen Standes der Technik mit Auswertung der thermischen Last des Ofengefäßes wird im Folgenden eine weiterführende, übergeordnete Leistungsregelung eingeführt. Im Fokus steht hier eine Einbindung der detektierten Wandabschirmung durch das Schrotthaufwerk, des thermischen Ofenzustands und des Signals für Kaltschrott am Fußpunkt des Lichtbogens.

Zunächst wird die Struktur der zustandsbasierten Regelung im nachfolgenden Kapitel 4.1 vorgestellt. Dazu werden die einzelnen Module der Regelung im Zusammenhang des Gesamtkonzeptes aufgezeigt und in den darauf folgenden Unterkapiteln eine nähere Beschreibung dieser Module zu geben. Die Regelung der Außenleiter-spannung durch Veränderung der Stufenschalterstellung des Ofentransformators hat dabei den größten Durchgriff auf das System. Die Regelung dieser diskreten Stellgröße beschreibt Kapitel 4.2.1 insbesondere unter Berücksichtigung der Wandabschirmung durch das Schrotthaufwerk. Ein wesentlicher Teil der Leistungsregelung ist zudem die Anpassung an den Prozessverlauf, besonders auch an die typische Veränderung der Betriebsreaktanz, welche in Kapitel 4.2.2 näher diskutiert wird.

Durch Auswertung der Wandabschirmung in Kombination mit dem thermischen Zustand des Ofengefäßes wird eine notwendige Veränderung der Strahlungsleistung der Lichtbögen bestimmt. Die Strahlungsleistung wird damit zu einer Regelgröße des hier vorgestellten Systems. Unter Zuhilfenahme des in Kapitel 2.4 vorgestellten Modells der Strahlungsleistung und der in Kapitel 2.5 eingeführten Untersuchung der Dynamik dieses Modells wird hier nun eine Methode vorgestellt, um eine definierte Strahlungsleistung der Lichtbögen über die entsprechenden Arbeitspunkte abzubilden. Dazu wird die in Kapitel 2.5 eingeführte Methodik umgekehrt, so dass für eine beliebige Verteilung der Strahlungsleistung der drei Lichtbögen ein Arbeitspunkt gefunden wird. Auf diese Weise wird eine ggf. asymmetrische Aussteuerung der Lichtbögen erreicht, die dem Schmelzverlauf im Lichtbogenofen angepasst ist, siehe Kapitel 4.3. Auf Basis des Kaltschrotts am Lichtbogenfußpunkt wird in diesem Zusammenhang ebenso eingegangen. Die entsprechende Regelung der Impedanz-Sollwerte wird in Kapitel 4.2.2 näher beschrieben.

4.1 Struktur der zustandsbasierten Leistungsregelung

Aufbauend auf der regelungstechnischen Systemanalyse in Kapitel 2.3 wird von einer vorhandenen Impedanz-basierten Elektrodenregelung ausgegangen. Der in Bild 2.9 gezeigte Regelkreis einer übergeordneten Leistungsregelung nach [Bowman 09] kann nun entsprechend der im vorangegangenen Kapitel vorgestellten Methoden zur Zustandsbeobachtung am AC-EAF erweitert werden, siehe **Bild 4.1**. Die wesentlichen Erweiterungen sind zum einen die Verarbeitung von mehr Informationen, insbesondere die hochabgetasteten Strangströme und Körperschallsignale. Aus diesen Ein-

gangswerten wird entsprechend der im Kapitel 3 vorgestellten Methodik der Prozesszustand im Ofengefäß bestimmt. Dieser Zustand wird an eine Leistungsregelung übergeben, welche daraufhin den elektrischen Arbeitspunkt des AC-EAF vorgibt. Der Arbeitspunkt besteht entsprechend Kapitel 2.3 je nach Ausführung des AC-EAF aus Sollwertvorgaben für die Elektrodenregelung, den Stufenschalter des Ofentransformators und den Stufenschalter der Drossel.

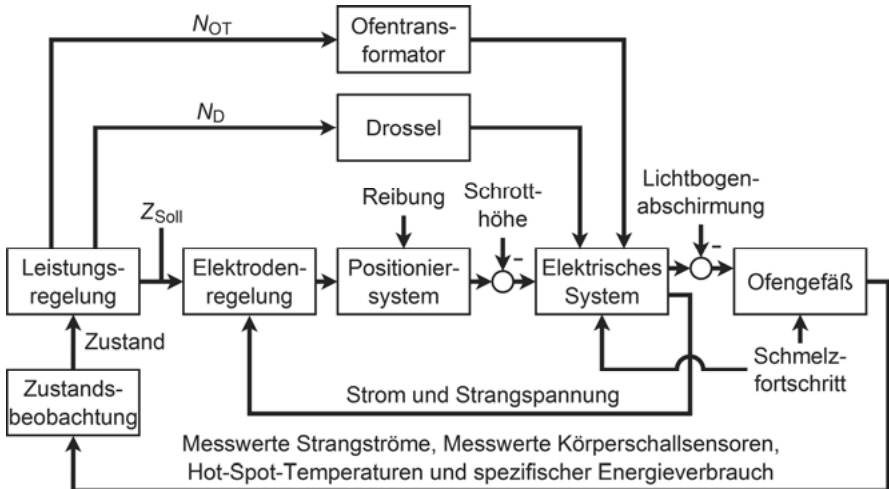


Bild 4.1: Erweiterter Regelkreis der zustandsbasierten Leistungsregelung

Die zustandsbasierte Leistungsregelung ist wiederum kein klassischer, geschlossener Regelkreis im herkömmlichen Sinne. Entsprechend Kapitel 2.3 ist die eigentliche Regelgröße die in das Schmelzgut eingebrachte elektrische Energie, welche weder direkt noch indirekt gemessen werden kann. Die Zielsetzung der zustandsbezogenen Leistungsregelung ist demnach eine Maximierung der in das Schmelzgut eingebrachten Energie unter Berücksichtigung von diversen Randbedingungen, z. B. der Nennleistung bzw. der Nennströme der elektrischen Betriebsmittel oder der maximal zulässigen Temperatur der Wandkühlung. Das ökonomische Ziel ist zumeist eine Maximierung der Produktivität und eine gleichzeitige Minimierung der Herstellungskosten bei zumindest gleichbleibender Qualität des Erzeugnisses, welche hier durch die zu erzeugende Stahlgüte vorgegeben ist. Das Ziel der zustandsbezogenen Leistungsregelung, einen maximalen Energieeintrag in das Schmelzgut zu erzielen, ist von diesen ökonomischen Zielen abgeleitet. Die ökonomische Zielsetzung wird bei der Beurteilung der Betriebsergebnisse in Kapitel 5 wieder aufgegriffen.

Zur Zielerreichung ist zunächst eine erweiterte Zustandsbeobachtung notwendig, welche entsprechend Kapitel 3 in **Bild 4.2** zusammenfassend dargestellt ist. Die einzelnen Methoden zur Zustandsbeobachtung am AC-EAF werden in den zugehörigen Kapiteln 3.1, 3.2.1, 3.3.1 und 3.3.2 näher beschrieben. Die dort vorgeschlagenen Auswertemethoden stellen eine Erweiterung der klassischen übergeordneten Leis-

tungsregelung nach Bild 2.9 dar, welche als Prozessinformation lediglich die Hot-Spot-Temperaturen und den Grundschrwingungsgehalt der Strangströme zur Verfügung hat. Entsprechend dem typischen Aufbau eines AC-EAF werden insbesondere die hochabgetasteten Messwerte der drei Strangströme und der drei zugehörigen Körperschallsensoren ausgewertet. Die ausgehenden Werte beschreiben den Zustand im Lichtbogenofen und dienen als Eingangswerte für die übergeordnete Leistungsregelung. Lediglich das Chargiersignal aus Kapitel 3.3.2 ist hiervon ausgenommen. Es wird direkt weiterverarbeitet und dem Bedienpersonal in der Leitwarte angezeigt.

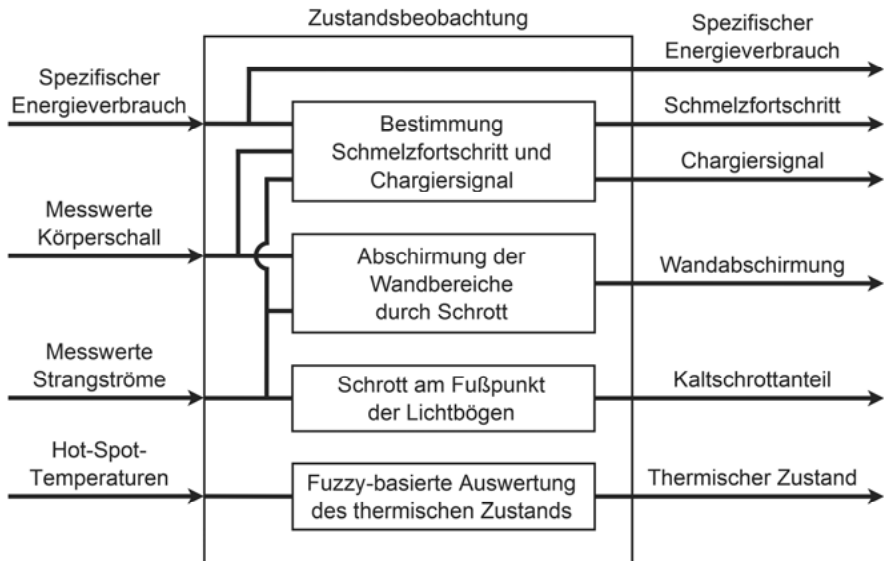


Bild 4.2: Detaillierte Struktur der Zustandsbeobachtung am AC-EAF

Die zustandsbasierte Leistungsregelung hat als Ausgabewerte die bereits in Kapitel 2.3 diskutierten diskreten Stellgrößen des Stufenschalters Ofentransformator N_{OT} und falls vorhanden des Stufenschalters der Drossel N_D sowie die kontinuierliche Stellgröße der Impedanz-Sollwerte $Z_{Soll,k}$ der drei Elektroden. Der innere Aufbau der Regelung ist in **Bild 4.3** dargestellt. Ein wesentlicher Bestandteil ist weiterhin ein Fahrprogramm, welches bereits in Kapitel 2.3 beschrieben wurde. Darüber hinaus wird der jeweilige Arbeitspunkt auch auf Basis des zuvor bestimmten Schmelzfortschritts bestimmt. Insbesondere der Übergang von der Hauptschmelzphase in die Flachbadphase ist hier von Bedeutung um die Arbeitspunkte rechtzeitig anzupassen. Auf diese Weise kann zustandsbezogen die Energieeinbringung von großflächigem Schmelzen mit langen Lichtbögen auf kürzere Lichtbögen umgestellt werden. Die Sollwertvorgaben durch das Fahrprogramm $N_{OT,F}$, $N_{D,F}$ und $Z_{Soll,Fk}$ werden in den nachfolgenden Modulen weiterverarbeitet und dem aktuellen Zustand im Ofengefäß angepasst. Darüber hinaus aktiviert das dynamische Fahrprogramm weitere Mo-

dule für bestimmte Prozessabschnitte, wie z.B. die Regelung des Stufenschalters der Seriendrossel.

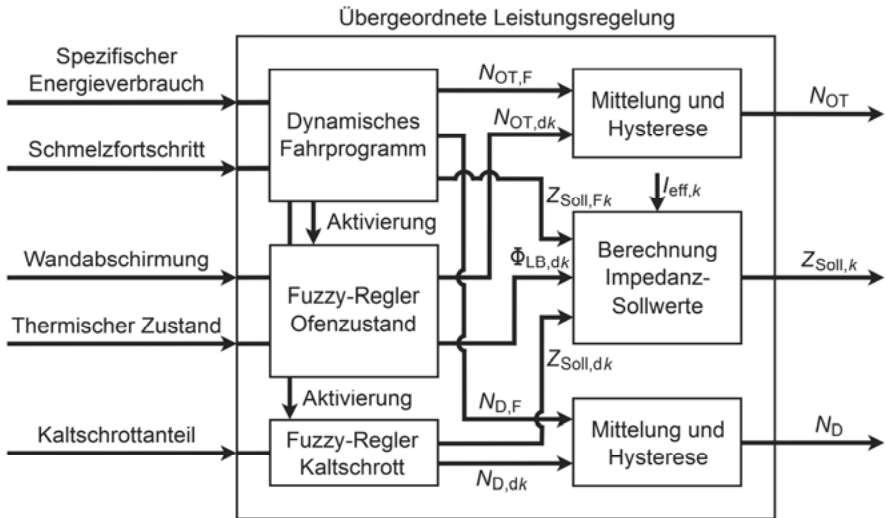


Bild 4.3: Struktur der übergeordneten Leistungsregelung

Das als Fuzzy-Regler ausgeführte Modul zur Auswertung des Ofenzustands gibt Anpassungen der Strahlungsleistung der einzelnen Lichtbögen $\Phi_{LB,dk}$ sowie des Stufenschalters des Ofentransformators $N_{OT,dk}$ vor. Der Ofenzustand wird während der Hauptschmelzphase durch Auswertung des thermischen Zustands und der Wandabschirmung bestimmt. Nach Übergang in die Flachbadphase wird die Auswertung der Wandabschirmung deaktiviert. An dessen Stelle kann in dieser Phase ein Schaum-schlackensignal in ähnlicher Art und Weise mit eingebunden werden, welches jedoch nicht Teil dieser Arbeit ist. Auf die zugrundeliegenden Fuzzy-Felder und weitergehende Verarbeitung wird im nachfolgenden Kapitel 4.2 näher eingegangen.

Gegen Ende der Hauptschmelzperiode bis zur Phase des Überhitzens wird zudem der Fuzzy-Regler zur Auswertung des Kaltschrottsignals aktiviert. Dieser passt zum einen die Impedanz-Sollwerte $Z_{Soll,dk}$ den momentanen Schmelzbedingungen am Lichtbogen-Fußpunkt an. Zum anderen gibt das Modul eine Änderung des Stufenschalters der Drossel $N_{D,dk}$ bei besonders instabilem Verhalten des Lichtbogens vor. Die Beschreibung dieses Moduls erfolgt ebenfalls im nachfolgenden Kapitel 4.2.

4.2 Regelung der elektrischen Leistung

Die übergeordnete Leistungsregelung erfolgt auf Basis der durch das Fahrdiagramm festgelegten Arbeitspunkte und erlaubt eine festgelegte maximale Abweichung von diesen. Auf das Fahrdiagramm an sich kann dabei weiterhin nicht verzichtet werden. Es bildet vielmehr die Grundlage auf der die zustandsbezogene Leistungsregelung Abweichungen in Abhängigkeit des Zustandes des AC-EAF realisiert. Die Berechnung der Änderungsvorgaben erfolgt dabei typischerweise sekundlich.

4.2.1 Vorgabe Stufenschalter Ofentransformator und Drossel

Für die Vorgabe des Ofentransformators werden entsprechend Kapitel 3.1 die eingehenden Informationen aus der Zustandsbeobachtung durch den Fuzzy-Regler Ofenzustand auf eine Änderung des Stufenschalters $N_{OT,dk}$ als Ausgangswert abgebildet. Das zugrundeliegende Fuzzyfeld ist für die Eingangsvariablen Wandabschirmung und thermischer Zustand stetig, siehe **Bild 4.4**. Entsprechend des Kennfeldes wird für den Strang k eine notwendige Veränderung der momentanen Stufenschalterstellung des Ofentransformators ausgegeben. Die Normierung der Ausgabevariablen ist abhängig von den Gegebenheiten des betrachteten AC-EAFs beliebig wählbar, in diesem Fall wurde der Bereich +1 bis -3 gewählt. Dabei entspricht +1 einer Erhöhung der Stufenschalterstellung um Eins gleichbedeutend mit einer leichten Erhöhung der Außenleiterspannung auf der Sekundärseite. Diese Ausgabe entspricht den Zuständen Wandabschirmung ist hoch und thermischer Zustand ist normal. Auf der anderen Seite entspricht -3 einem maximalen Herabsetzen der Stufenschalterstellung aufgrund sehr starker thermischer Last. Gemäß der Anordnung der Körperschallsensoren nach Bild 3.32 wird die Berechnung für die drei Ofenbereiche jeweils einzeln durchgeführt, so dass insgesamt drei Änderungsvorschläge an das nächste Modul übergeben werden.

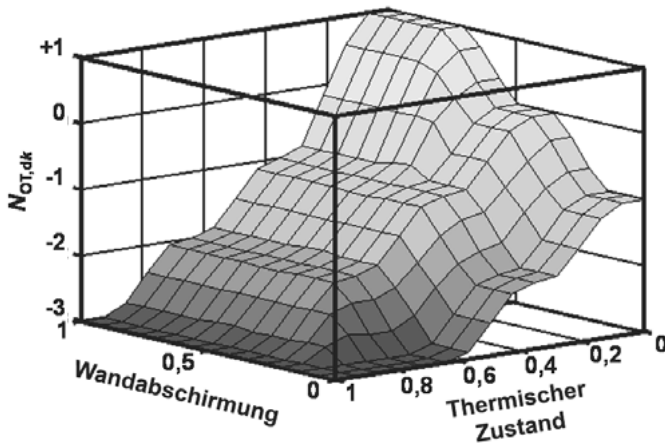


Bild 4.4: Kennfeld des Fuzzy-Reglers Ofenzustand für die Stellgröße Stufenschalter des Ofentransformators

Die kontinuierlichen Ausgabewerte $N_{OT,dk}$ werden anschließend durch einen Minimumoperator verarbeitet. Auf diese Weise erfolgt immer eine Reaktion auf den Wandbereich welcher am wenigsten abgeschirmt bzw. am meisten mit thermischer Last beaufschlagt ist. Zur darauffolgenden Diskretisierung des so berechneten Wertes wird eine hysteresebefahfete Stufenfunktion gewählt [Krüger 98a]. Diese gängige Praxis ist notwendig um die Anzahl der verschleißbehafteten Schalthandlungen des Stufenschalters möglichst gering zu halten, siehe auch [Bowman 09]. Durch Addition

mit der Fahrdiagrammvorgabe $N_{OT,F}$ wird anschließend die Stellgröße für den Stufenschalter des Ofentransformators N_{OT} berechnet und ausgegeben.

Auf vergleichbare Art und Weise wird auch der Stufenschalter der Drossel geregelt. Dazu werden die eingehenden Kaltschrottanteile der Stränge k jeweils durch den Fuzzy-Regler Kaltschrott ausgewertet. Je höher der Kaltschrottanteil ist, desto mehr sollte der Stufenschalter der Drossel erhöht werden gleichbedeutend mit einer Erhöhung der Drosselreaktanz. Sinnvoll ist in diesem Fall eine insgesamt leichte Erhöhung der Reaktanz im gesamten Ofenzweig der Energieversorgung, falls sich über einen längeren Zeitraum hinweg ein sehr hoher Anteil an Kaltschrott zeigt. Die zusätzliche Reaktanz verbessert insbesondere bei sehr langen Lichtbögen die Stabilität der Lichtbögen. Die weitere Verarbeitung erfolgt wie oben beschrieben ebenso durch Minimumoperator und Diskretisierung mit hysteresebehafteter Stufenfunktion. Die Regelung der Drossel nimmt nur eine untergeordnete Rolle ein und wird im Weiteren nicht weiter behandelt.

4.2.2 Regelung Impedanz-Sollwerte

Die Impedanz-Sollwert-Vorgabe an die Elektrodenregelung erfolgt als Fließkommazahl und hat gegenüber den diskreten Stufenschalterstellungen des Ofentransformators eine Reihe von Vorteilen. Je nach Bauart des Stufenschalters ist der Wechsel zwischen zwei Stellungen mit einer bestimmten Laufzeit im Bereich weniger Sekunden behaftet. Die Totzeit der Elektrodenregelung ist ungleich geringer und im Wesentlichen durch den Aufbau der Hydraulik bestimmt. Da Ofentransformatoren meist nur für symmetrische Sekundärspannungen ausgelegt sind, kann eine Umverteilung der Leistung und damit auch der Strahlungsleistung der einzelnen Lichtbögen nur über den Arbeitspunkt der Elektrodenregelung erfolgen. Nicht zuletzt ist durch die Impedanz-Sollwert-Vorgabe gegenüber den diskreten Stellungen der Stufenschalter eine genauere Arbeitspunktvorgabe erreichbar.

Zunächst wird mittels des Fuzzy-Reglers Ofenzustand eine notwendige Veränderung der Strahlungsleistung $\Phi_{L,B,dk}$ für jeden Lichtbogen berechnet. Das zugehörige Fuzzy-Kennfeld mit den Eingangsvariablen Wandabschirmung und thermischer Zustand ist in **Bild 4.5** dargestellt. Im Vergleich zum Kennfeld in Bild 4.4 ist ersichtlich, dass der gesamte Stellbereich des Impedanz-Sollwerts bereits bei mittlerer thermischer Last und mittlerer Wandabschirmung voll ausgenutzt wird. Die entsprechende Strahlungsleistung des zugehörigen Lichtbogens soll in diesem Beispiel auf minimal 75 % der ursprünglichen Strahlungsleistung nach Fahrdiagramm herabgesetzt werden. Bildet sich mit der Zeit in einem Wandbereich eine thermische Überlast, so wird durch asymmetrische Umverteilung Leistung im Ofengefäß ein Ausgleich geschaffen. Erst wenn diese Maßnahme nicht ausreichend ist und folglich die thermische Last weiter ansteigt wird in nächster Konsequenz die Außenleiterspannung mittels Stufenschalter symmetrisch herabgesetzt. In vielen Fällen kann eine mäßige thermische Überlast so kompensiert werden, ohne den Stufenschalter des Ofentransformators zu nutzen. Dies ist besonders vorteilhaft da diese Schaltung zum einen verschleißbehaftet ist. Zum anderen wird durch eine niedrigere Außenleiterspannung im Konstantstrombereich des Ofentransformators die gesamte Leistungseinbringung herabgesetzt.

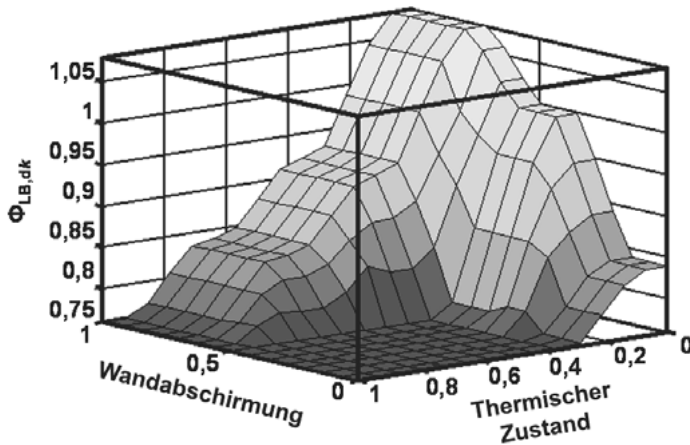


Bild 4.5: Kennfeld des Fuzzy-Reglers Ofenzustand für die Stellgröße Strahlungsleistung des Lichtbogens

Die so bestimmte notwendige Veränderung der Strahlungsleistung der Lichtbögen $\Phi_{LB,dk}$ wird daraufhin an das nachfolgende Modul zur Berechnung der Impedanz-Sollwerte gegeben, siehe Bild 4.3. Die Umrechnung der so festgelegten Strahlungsleistungsverteilung in die zugehörigen Sollwerte wird ausgiebig im nachfolgenden Kapitel 4.3 beschrieben. Parallel dazu wird ebenso durch den Fuzzy-Regler Kaltschrott eine Veränderung der Impedanz-Sollwerte $Z_{Soll,dk}$ berechnet. Je höher der Anteil an Kaltschrott am Lichtbogenfußpunkt berechnet wird desto mehr Strom sollte dieser Lichtbogen führen um eine Stabilisierung zu erreichen. Die Leistungsumsetzung im Lichtbogen wird folglich stärker durch Konvektion und einen verstärkten Jet-Effekt geprägt sein, wodurch der lokale Anteil an Kaltschrott schneller aufgeschmolzen wird. Als weitere Folge wird eine geringere Verzerrungsleistung dieses Strangstroms erwartet, siehe dazu Kapitel 3.2. Um eine Verbesserung des Prozesses zu bewirken, sollte der Impedanz-Sollwert um ca. 10 % herabgesetzt werden. Diese Regelfunktion nimmt gegenüber der Regelung der Strahlungsleistung eine untergeordnete Rolle ein.

Neben der oben beschriebenen Regelung der Impedanz-Sollwerte auf Basis des detektierten Zustands im AC-EAF muss vor allem auch die Drift des Arbeitspunktes während einer Schmelze berücksichtigt werden. Die in Kapitel 2.5 beschriebene Änderung des Verhaltens der Lichtbogenreaktanz X_{LBk} zwischen Hauptschmelzphase und Flachbadperiode bewirkt bei gleichbleibendem Impedanz-Sollwert eine Abweichung im sich einstellenden Strom und der Scheinleistung, siehe Bild 2.11 und [Krüger 98a]. Auch das Zu- und Abschalten paralleler Leistungsabnehmer sowie Schwankungen in der Netzkurzschlussleistung führen zu einer Veränderung der sich einstellenden Ströme und Leistungen im Lichtbogenofen. Die Impedanz-Sollwertvorgabe des Fahrprogramms sollte daher den aktuellen Bedingungen angepasst werden. Zum einen um den maximal möglichen Energieeintrag in die Schmelze

zu erreichen. Zum anderen um elektrische Arbeitsmittel nicht zu überlasten, beispielsweise den Ofentransformator. Dazu werden die Effektivwerte der gemessenen Ströme über einen Zeitraum von 30 Sekunden gemittelt und mit dem Sollstrom aus dem Fahrdiagramm abgeglichen. Die so berechnete Abweichung wird für eine gemittelte Korrektur der Impedanz-Sollwerte des Fahrdiagramms genutzt. Im Anschluss daran erfolgt die Berechnung der auszugebenden Sollwerte für die Elektrodenregelung auf Basis der durch die Fuzzy-Regler Ofenzustand und Kaltschrott bestimmten notwendigen Änderungen. Eine Übersicht der Struktur zur Berechnung der Impedanz-Sollwerte für die Elektrodenregelung ist in **Bild 4.6** dargestellt.

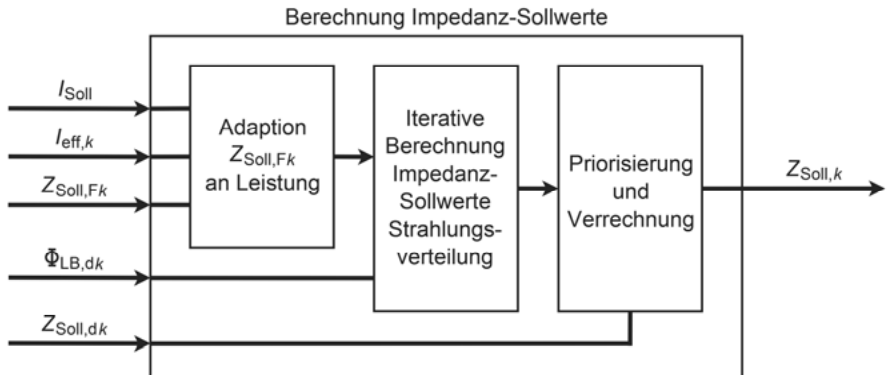


Bild 4.6: Struktur zur Berechnung der Impedanz-Sollwerte

4.3 Regelung der Strahlungsleistung der Lichtbögen

Aufgrund des Betriebs eines AC-EAF in Sternpunktschaltung ohne angeschlossenen Nullleiter bedarf es eines höheren Aufwandes um eine gewünschte Leistungsverteilung der drei Stränge zu erreichen. Dabei bilden die in Kapitel 2.2 eingeführten Ersatzschaltbilder die Grundlage zur Berechnung der Arbeitspunkte. Unter Berücksichtigung der typischen Charakteristik der Lichtbögen ist eine gute Übereinstimmung der berechneten Leistung mit tatsächlichen Messdaten gegeben, siehe dazu die Ausführungen in Kapitel 2.5. Eine erste Arbeit zur gezielten asymmetrischen Umverteilung der Leistung findet sich [Knoop 97]. Der dort verfolgte Ansatz basiert im Wesentlichen auf der Linearisierung des dreiphasigen Ersatzschaltbildes eines AC-EAF im Arbeitspunkt, welches durch die Arbeiten von [Köhle 88] und [Köhle 90] gegeben ist. Im Gegensatz dazu ist für den hier vorgestellten Ansatz keine Linearisierung des Ersatzschaltbildes notwendig.

Durch die verfügbaren Rechnerkapazitäten stellt die Berechnung der elektrischen Größen für alle Kombinationen von Arbeitspunkten keine große Herausforderung mehr dar. Für jede mögliche Kombination der diskreten Stufenschalterstellungen von Drossel und Ofentransformators können die Impedanz-Sollwerte $Z_{Soll,k}$ der drei Stränge k eines AC-EAF eine beliebige Kombination aus dem Bereich

$$[Z_{sc,k}, Z_{instabil}) := \{(Z_{Soll,1}, \dots, Z_{Soll,k}) \in \mathbb{R}^k \mid X_{sc,k} \leq Z_{Soll,k} < Z_{instabil}\} \quad (4.1)$$

annehmen. Dabei ist $Z_{sc,k}$ die jeweilige Kurzschlussimpedanz des Stranges k , welche näherungsweise der Kurzschlussreaktanz $X_{sc,k}$ entspricht. Die Stabilitätsgrenze in Form eines Impedanzwertes $Z_{instabil}$ entspricht hier der maximalen Strangimpedanz für einen wirtschaftlich sinnvollen Betrieb eines Lichtbogens. Üblicherweise liegt diese Grenze im Bereich von 12 mΩ. Durch Diskretisierung des dreidimensionalen Möglichkeittraums mit einer festen Schrittweite können die elektrischen Größen für jede Kombination berechnet werden. Dazu muss der Zusammenhang

$$Z_{Soll,k} = \sqrt{(R_{HS,k} + R_{LB,k})^2 + (X_{HS,k} + X_{LB,k})^2} \quad (4.2)$$

unter Zuhilfenahme des Ansatzes von [Köhle 88] gemäß Gleichung (2.8) umgeformt werden. Auf diese Weise entsteht ein zu lösendes Polynom vierten Grades

$$0 = \left(\frac{b}{m\Omega}\right)^2 R_{LB,k}^4 + \left(2 \frac{ab}{m\Omega}\right) R_{LB,k}^3 + \left(1 + 2 \frac{b}{m\Omega} + a^2\right) R_{LB,k}^2 + (2R_{HS,k} + 2aX_{HS,k}) R_{LB,k} + (R_{HS,k}^2 + X_{HS,k}^2 - Z_{Soll,k}^2) \quad (4.3)$$

zur Berechnung von $R_{LB,k}$. Nach getrennter Lösung des jeweiligen Polynoms für den Impedanz-Sollwert $Z_{Soll,k}$ der drei Stränge k , sind damit alle zur Berechnung der elektrischen Größen notwendigen Variablen bekannt. Der sich einstellende Strom wird anschließend durch die Gleichungen (2.9) bis (2.11) berechnet, womit alle wesentlichen Größen für weitere Berechnungen gegeben sind.

Unter Verwendung eines Rechenalgorithmus kann für jede mögliche Arbeitspunktkombination ein Datenfeld der zugehörigen elektrischen Größen berechnet und an den entsprechenden Knoten einer Matrice abgelegt werden. Nach einmaliger Berechnung aller Arbeitspunkte pro Kombinationsmöglichkeit der Stufenschalter von Drossel und Ofentransformator werden die Daten gespeichert. Anschließend ist zur Bestimmung der elektrischen Größen für einen beliebigen Arbeitspunkt nur noch das entsprechende Datenfeld auszulesen. Durch diese Berechnung wird eine anschauliche Darstellung der Systemdynamik des dreiphasigen Ersatzschaltbildes eines AC-EAF ermöglicht.

Wie bereits aus Kapitel 2.5 bekannt, wird im Folgenden ein AC-EAF mit den in Tabelle 2.2 gezeigten Kenndaten betrachtet. Für einen symmetrischen Arbeitspunkt bei 8,5 mΩ der drei Stränge ergibt sich für den idealisierten Lichtbogenofen ein Strom von 63,7 kA in allen Strängen. Betrachtet man nur den Strang 1, so gibt es eine Vielzahl anderer Kombinationen von Impedanz-Sollwerten der drei Stränge die ebenfalls zu einem Strom von 63,7 kA im Strang 1 führen. **Bild 4.7** zeigt diese Kombinationen als zugehörige Isofläche im dreidimensionalen Arbeitspunkttraum, welcher durch die Impedanz-Sollwerte Z_{Soll1} , Z_{Soll2} und Z_{Soll3} aufgespannt wird.

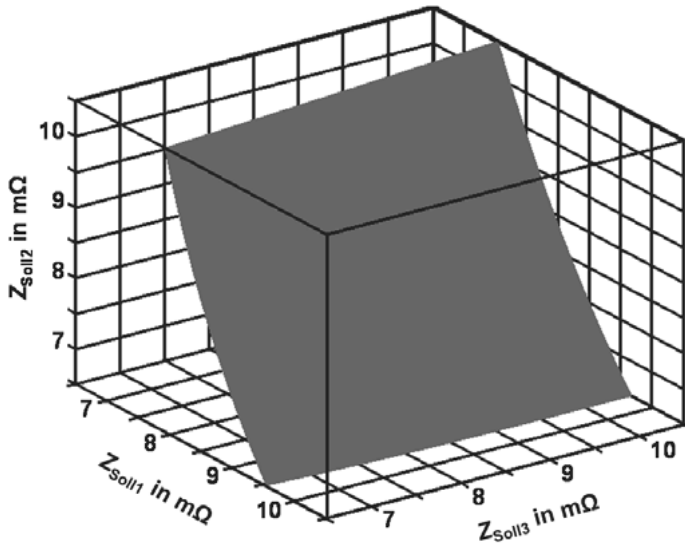


Bild 4.7: Isofläche aller Arbeitspunktkombinationen die in der gleichen Stromstärke von Strang 1 resultierenden

Der direkte Durchgriff des zugehörigen Sollwertes von Strang 1 zeigt sich in dessen begrenzten Bereich zwischen 7,52 und 9,75 mΩ, welcher durch entsprechende Wahl der übrigen Sollwerte noch zu einem Strom von 63,7 kA dieses Stranges führt. Wie bereits in Kapitel 2.5 diskutiert, hat Z_{Soll2} für das hier vorausgesetzte rechtsdrehende Drehstromsystem einen erheblichen Einfluss auf Strang 1. Der Arbeitspunkt des dritten Strangs hat dagegen einen verschwindend geringen Einfluss. In ähnlicher Art und Weise können auch die Isoflächen für beliebige sinnvolle Stromstärken der beiden anderen Stränge visualisiert werden.

Neben den elektrischen Größen kann zudem die Strahlungsleistung gemäß des in Gleichung (2.15) gegebenen Ansatzes für jede Arbeitspunktkombination mitberechnet werden, siehe dazu den Vergleich unterschiedlicher Ansätze in Kapitel 2.5. Analog dazu wird die Strahlungsleistung hier exemplarisch normiert auf den ursprünglichen Arbeitspunkt bei 8,5 mΩ. **Bild 4.8** zeigt entsprechend eine Isofläche aller Impedanz-Sollwerte die in einer 10 % höheren Strahlungsleistung von Strang 3 resultieren, siehe dazu auch die Veröffentlichungen [Dittmer 11a], [Dittmer 11b] und [Mees 12]. Dabei ist jedoch zu beachten, dass jeder einzelne Arbeitspunkt auf dieser Isofläche eine unterschiedliche Kombination von Strahlungsleistung der übrigen zwei Lichtbögen bedingt.

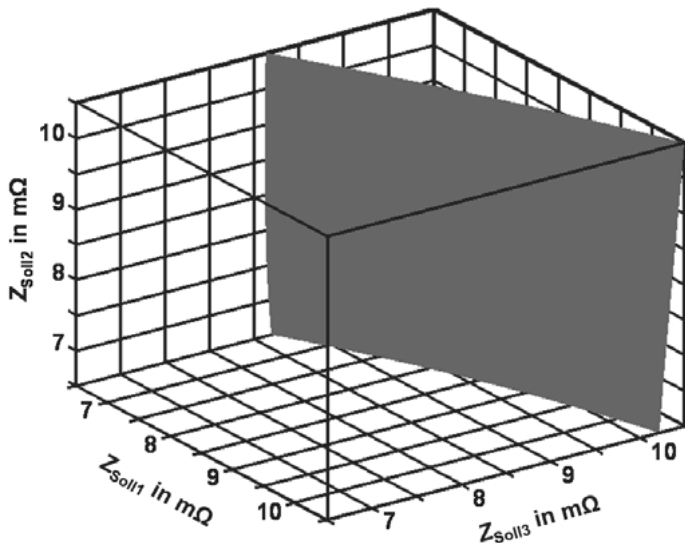


Bild 4.8: Isofläche aller Arbeitspunktkombinationen die in 110 % der Strahlungsleistung von Strang 3 resultieren

Durch Vorgabe einer weiteren einzustellenden Strahlungsleistung von 90 % für Strang 2 lässt sich nun eine weitere Isofläche einzeichnen, siehe **Bild 4.9**. Die Schnittmenge beider Isoflächen bildet eine Kurve, welche die Arbeitspunkte beinhaltet, welche beide Vorgaben erfüllt. Durch Einzeichnen einer dritten Isofläche für eine Strahlungsleistung des Strangs 1 verbleibt als Schnittmenge der drei Flächen nur noch ein möglicher Arbeitspunkt zur Erfüllung der drei Vorgaben. Dies entspricht einer grafischen Darstellung der zu lösenden Aufgabe eine bestimmte Strahlungsleistungsverteilung mithilfe der Impedanz-Sollwerte einzustellen. Für das Beispiel in Bild 4.9 kann die Strahlungsleistung für Strang 1 innerhalb des gezeigten Raumes der Impedanz-Sollwerte zwischen 80 % für $Z_{Soll1} = 6,5 \text{ m}\Omega$ und 118 % für $Z_{Soll1} = 10,5 \text{ m}\Omega$ gewählt werden. Bei der tatsächlichen Arbeitspunktwahl ist zudem die Strombelastbarkeit des Ofentransformators zu berücksichtigen.

Werden die Arbeitspunkte der Lichtbögen zu unterschiedlich gewählt, so kann der Schnittpunkt der Flächen außerhalb der physikalisch sinnvollen Grenzen für die Impedanz-Sollwerte liegen. Entsprechend Gleichung (4.1) ist dies die Kurzschlussimpedanz des jeweiligen Stranges auf der einen Seite. Durch Eintauchen der Elektrode in das flüssige Stahlbad wird kein Lichtbogen entstehen, wodurch auch $R_{LB,k}$ und folglich auch die Strahlungsleistung Null sind. In der Praxis ist ein dauerhafter Betrieb im Kurzschlussfall oder nahe dem Kurzschluss jedoch nicht möglich, wodurch die untere Grenze für die Impedanz-Sollwerte entsprechend der maximal erlaubten Stromstärke deutlich höher liegt. Auf der anderen Seite sollte der Arbeitspunkt nicht außerhalb der Stabilitätsgrenze liegen. Es ist also eine entsprechende Begrenzung

der maximalen Strahlungsleistungsdifferenz vorzusehen und ein sinnvoller Bereich der Impedanz-Sollwerte zu wählen.

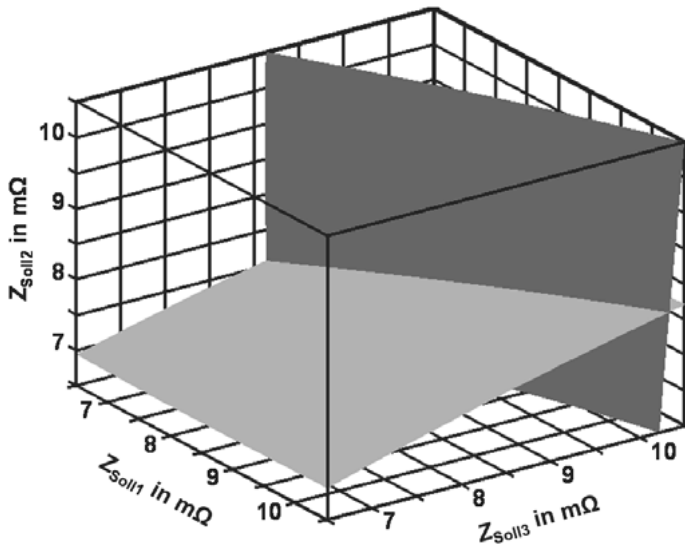


Bild 4.9: Schnittmenge aller Arbeitspunktkombinationen die zu einer Strahlungsleistung von 90 % für Strang 2 und 110 % von Strang 3 führen

Die vorgestellte grafische Lösung des Problems mit Schnittmengen dient hauptsächlich der Anschauung und Darstellung der Systemdynamik. Im Regelungsbetrieb werden die Arbeitspunkte stattdessen durch einen iterativen Algorithmus berechnet. Der zur vorgegebenen Verteilung der Strahlungsleistung passende Arbeitspunkt wird so ausgehend vom Impedanz-Sollwert des Fahrdiagramms berechnet. Hierfür kann beispielsweise ein Gradientenverfahren angewendet werden. Aufgrund der Einfachheit der Systemdynamik mit stetigem und monotonem Charakter innerhalb des definierten Bereichs bietet sich hierfür auch ein heuristisches Verfahren an. Ein solches Verfahren findet i.d.R. in weniger als zehn iterativen Schritten die gesuchte Lösung mit einer Genauigkeit von unter 1 % Abweichung der Strahlungsleistungen. Ein mathematischer Beweis ist hierfür jedoch nicht gegeben.

Ein aktiver Regeleingriff mit der hier beschriebenen Methodik ist in **Bild 4.10** für den ersten Korb einer Austenit-Schmelze gezeigt. In diesem Beispiel ist die Auswertung der Wandabschirmung deaktiviert, so dass eine Umverteilung der Strahlungsleistung nur auf Basis der thermischen Belastung erfolgt. Des Weiteren ist auch der Fuzzy-Regler Kaltschrott deaktiviert, siehe Bild 4.3. Nach einer Schmelzzeit von 14 Minuten tritt hier eine erhebliche Wärmebelastung des Wandelements 11 auf, sichtbar am Rückgang der Vorlaufmenge in dieses Panel der Heißwasserkühlung. Dementsprechend steigt die nach Kapitel 3.1 berechnete thermische Zustandsvariable des Strangs 2 an, siehe Markierungen C und F.

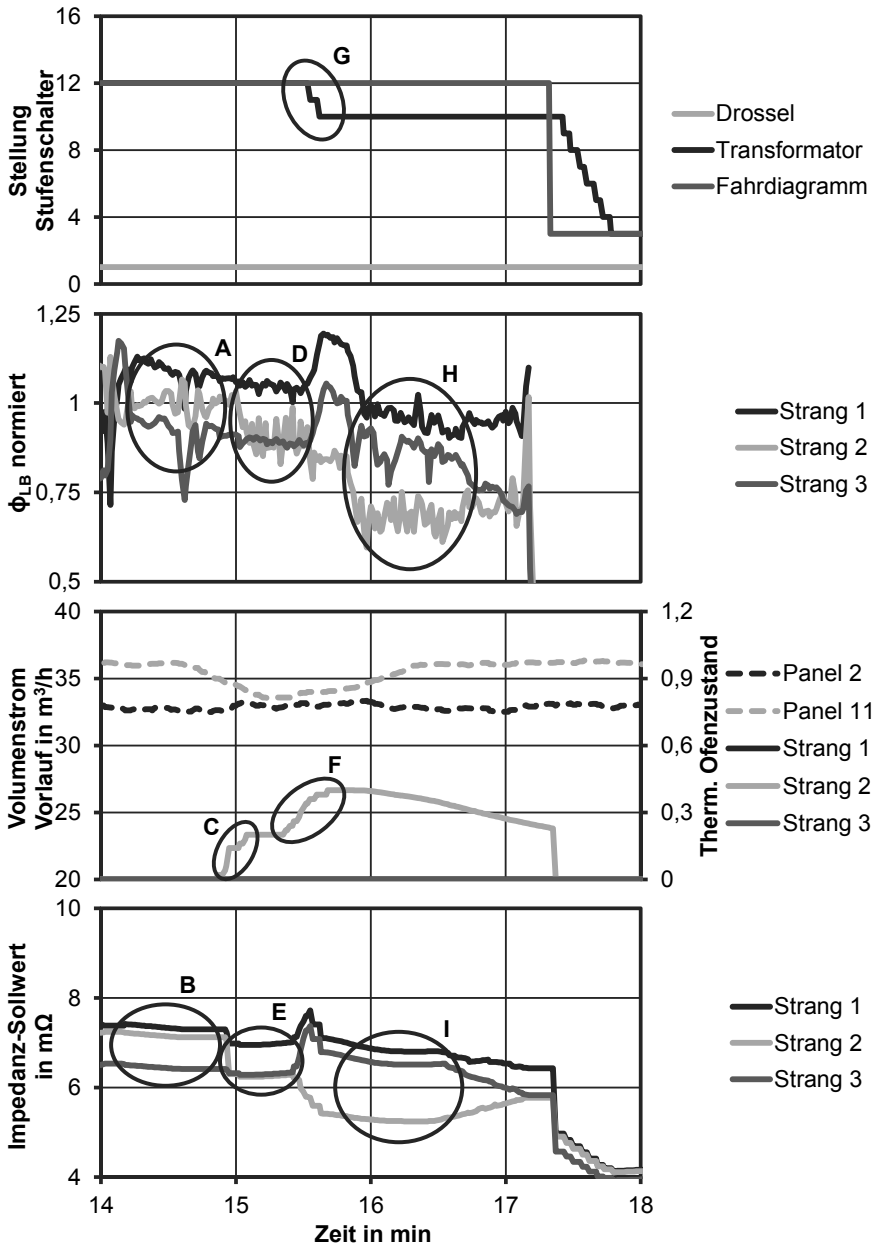


Bild 4.10: Aktiver Regeleingriff aufgrund einer erhöhten thermischen Last gegen Ende eines ersten Korbes

Der gezeigte AC-EAF zur Erzeugung von rostfreiem Edelstahl wird permanent mit einer asymmetrischen Verteilung der Strahlungsleistung betrieben. Um die Ausmauerung im Bereich des Abstichs möglichst wenig zu belasten, wird Strang 3 permanent mit nur 90 % der Strahlungsleistung des Arbeitspunktes belastet. Der zur Ofentür hin positionierte Strang 1 erhält dagegen 110 %, siehe Markierung A in Bild 4.10 für die berechnete und normierte Strahlungsleistung Φ_{LB} der drei Stränge. Dies wird durch die Einstellung der Impedanz-Sollwerte gemäß Markierung B erreicht. Die leichte Drift der Arbeitspunkte ist das Ergebnis der Adaption an die momentane Leistungseinbringung, siehe entsprechendes Modul in Bild 4.6.

Der mit C markierte erste Anstieg der thermischen Belastung führt nun zu einer Umverteilung gegenüber dieser Standardeinstellung, siehe Bild 4.10. Die Strahlungsleistung von Strang 2 wird aufgrund der Wärmebeaufschlagung im Bereich von Panel 11 des Ofengefäßes reduziert, siehe Unterschied zwischen Markierung A und D. Dazu werden die Impedanz-Sollwerte entsprechend Markierung E angepasst. Aufgrund des dauerhaften Einbruchs der Vorlaufmenge von Wandelement 11 steigt das berechnete Signal des thermischen Ofenzustands nun in Markierung F weiter an. Um die thermische Last effektiver zu reduzieren wird in Markierung G die Sekundärspannung des Ofentransformators leicht herabgesetzt. Eine kurzfristige Anhebung der Impedanz-Sollwerte reduziert dabei die Strombelastung des Stufenschalters während des Schaltvorganges. Zusammen mit einer noch stärkeren Verteilung der Strahlungsleistung in Markierung H ist diese Maßnahme ausreichend um die thermische Belastung auf das nun empfindlicher reagierende Wandelement dauerhaft zu reduzieren. Daher wird der thermisch kritische Zustand von Strang 2 mit der Zeit nur langsam wieder gesenkt. Dies führt zu einer länger anhaltenden Umverteilung durch die Impedanz-Sollwerte in Markierung I. Nach einer Schmelzzeit von 17 Minuten wird bei 282 kWh/t ausgeschaltet um den nachfolgenden Korb zu chargieren.

Ein weiteres Beispiel für einen aktiven Regeleingriff während des zweiten Korbes einer Austenit-Charge am gleichen AC-EAF zeigt **Bild 4.11**. Bereits während des ersten Korbes dieser Charge ist eine leichte Wärmebeaufschlagung am Wandelement 2 aufgetreten. Der zweite Korb hat eine Schrottbladung von 45 t mit geringer Dichte. Bereits nach einer Schmelzzeit von 6 Minuten zeigt sich eine deutlich asymmetrische Schrottverteilung innerhalb des Ofengefäßes. Die berechnete Wandabschirmung von Strang 1 und 2 im Verlauf der Charge sehr niedrig, siehe Markierung A. Daraufhin erfolgt eine Umverteilung der Strahlungsleistung durch die Impedanz-Sollwerte entsprechend Markierung B um diese Wandbereiche zu entlasten. Trotz der Umverteilung tritt gegen Ende der Charge erneut eine hohe thermische Last an Wandelement 2 auf. Infolge des schnellen Anstiegs der Belastung in Markierung C wird die Sekundärspannung des Ofentransformators entsprechend Markierung D herabgesetzt. In Kombination mit einer stärkeren Umverteilung der Strahlungsleistung gemäß Markierung E wird die thermische Last effektiv und schnell reduziert. Aufgrund der fehlenden Wandabschirmung durch Schrott im Bereich von Strang 2 werden die Schlackenabackungen der Wandelemente in diesem Bereich abgeschmolzen. Im nachfolgenden dritten Korb tritt folglich auch hier eine zu hohe thermische Last auf.

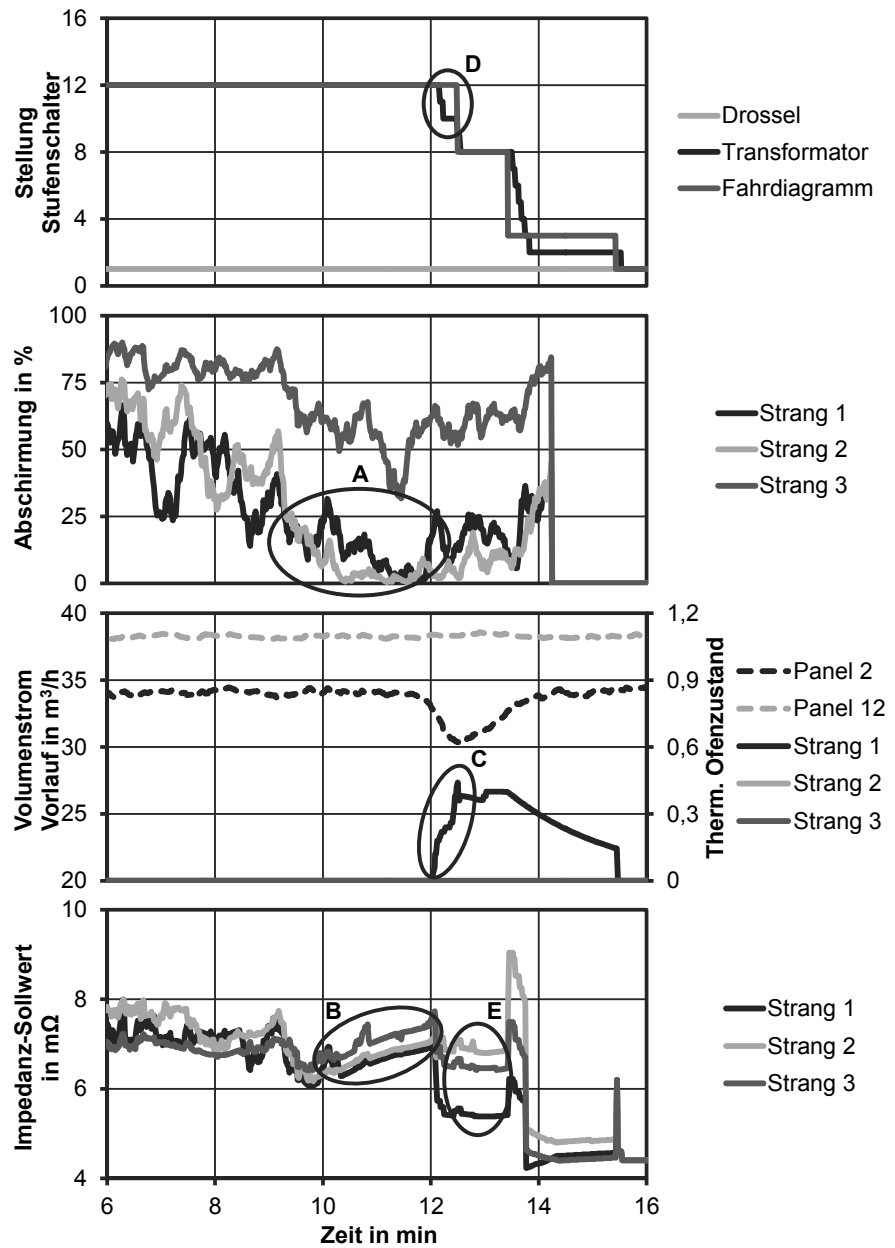


Bild 4.11: Aktiver Regeleingriff aufgrund von Wandabschirmung und thermischer Last gegen Ende eines zweiten Korbes

Die vorangegangenen Beispiele verdeutlichen die Wirksamkeit der Regelung und zeigen potenzielle Verbesserungen Betriebs eines Drehstrom-Lichtbogenofens auf. Die erzielten Ergebnisse werden im nachfolgenden Kapitel 5 quantifiziert. Die hier vorgestellte Leistungsregelung umfasst dabei nur die elektrische Leistung. Eine Regelung der chemischen Energieeinbringung ließe sich aufgrund des modularen Aufbaus leicht in die entwickelte Zustandsbeobachtung integrieren. Die Leistung von Erdgasbrennern kann beispielsweise auf Basis der Wandabschirmung erfolgen. Auf diese Weise wird ein möglichst hoher Energieeintrag in das Schrotthaufwerk erreicht und ein ineffizienter Betrieb der Brenner über dem Stahlbad vermieden. Bei Brenner-Lanzen-Kombinationen kann ein automatisches Umschalten in den Lanzenbetrieb auf Basis des Chargiersignals realisiert werden. Durch den ebenfalls modularen Aufbau der Regelung ist eine Erweiterung um solche Funktionen jederzeit möglich. Weiterhin ist auch eine Ausgabe des aktuellen Prozesszustands im Lichtbogenofen an weitere Module möglich. Das Chargiersignal kann beispielsweise an eine übergeordnete Lastkontrolle gemeldet werden um eine genauere Prädiktion des zu erwartenden Energiebedarfs zu erreichen oder eine Priorisierung mehrerer AC-EAF durchzuführen, siehe dazu auch [Haverkamp 09].

Neben der hier behandelten gängigen Ausrüstung von Lichtbogenöfen mit Stufenschaltern für Ofentransformator und Drossel gibt es noch weitere Ansätze die elektrische Leistungseinbringung zu beeinflussen. So sind einige wenige Öfen beispielsweise mit einem Transduktor anstatt einer Drossel ausgestattet [Gensini 02]. Auf diese Weise können die Kurzschlussleistung des Ofens und folglich auch der resultierende Flicker reduziert werden. Eine besondere Rolle nimmt auch der SPLC (engl.: Smart Predictive Line Controller) ein, welcher eine Seriendrossel im Ofenzweig mittels Thyristoren kurzschließen kann, um so die resultierenden Ofenströme zu begrenzen [Ma 99]. Beide Ansätze wurden im Laufe der letzten Jahre nur begrenzt weiterverfolgt. Die hier vorgestellte zustandsbezogene Leistungsregelung muss in beiden Fällen, insbesondere für den SPLC, entsprechend angepasst werden. Eine bisher noch nicht in den Markt eingeführte Neuerung ist ein Stufenschalter des Ofentransformators mit Thyristoren als Schaltelemente [Schnack 14]. Dieser verschleißfreie Stufenschalter ermöglicht Veränderungen innerhalb einer Halbwelle, d.h. innerhalb von 10 ms bei einer Netzfrequenz von 50 Hz. Die Stellgröße der Sekundärspannung nimmt somit eine nochmals stärkere Rolle ein, da auch die Verzögerungszeit des hydraulischen Systems zur Elektrodenbewegung entfällt.

5 Betriebsergebnisse

Die vorgestellte zustandsbasierte Leistungsregelung ist an insgesamt drei AC-EAF erfolgreich getestet worden. Die aufgenommenen Messdaten dieser Öfen sind im vorangegangenen Kapitel 3 bereits ausgiebig dargestellt. Die Wirksamkeit der Regelung im Betrieb und deren Eingriff in das System Lichtbogenofen wird anhand von Beispielen in Kapitel 4 erklärt.

Im Folgenden wird nun auf die erzielten Betriebsergebnisse an einem AC-EAF zur Herstellung von rostfreiem Edelstahl eingegangen. Die Energieversorgung erfolgt mittels eines Abspanntransformators direkt aus der Höchstspannungsebene, welche über eine hohe Netzkurzschlussleistung verfügt. Die unruhige Schiene der Mittelspannungsebene mit 33 kV wird nicht durch einen SVC kompensiert. Neben dem AC-EAF wird weiterhin ein Pflannenofen von der gleichen Schiene aus versorgt. Der Ofentransformator des Drehstrom-Lichtbogenofens hat eine Nennleistung von 135 MVA im Konstantleistungsbereich von 938 bis 1200 V Sekundärspannung. Die niedrigste Spannung beträgt 700 V bei einem maximalen Sekundärstrom von 83 kA. Zur Stabilisierung des Lichtbogens im oberen Spannungsbereich ist eine unter Last schaltbare Drossel vorhanden. Die Reaktanz des Hochstromsystems beträgt im Mittel der drei Stränge 2,83 mΩ. Der Lichtbogenofen an sich hat ein Einsatzgewicht von 165 t und wird je nach Dichte des Schrotts i.d.R. mit zwei oder drei Körben befüllt. Ein wesentliches Merkmal dieses Ofens ist die in den Wandelementen eingesetzte Heißwasserkühlung. Der beschriebene AC-EAF wird zur Produktion unterschiedlicher Güten eingesetzt, welche sich im Wesentlichen in Ferrit- und Austenit-Chargen unterscheiden lassen. **Tabelle 5.1** zeigt die Veränderung der Kennzahlen bei aktiver Leistungsregelung gemittelt über insgesamt 253 Chargen mit aktivem Regeleingriff. Die hier gezeigten Betriebsergebnisse können teilweise auch [Matschullat 12] und [Mees 12] entnommen werden.

Tabelle 5.1: Veränderung der Kennzahlen bei aktivem Regeleingriff

Kennzahl	Veränderung
Metallisches Einsatzgewicht	+ 1,0 t
Spez. Energiebedarf	+ 1,7 kWh/t
Stromlaufzeit	- 1,6 min
Korrigierte Stromlaufzeit	- 2,1 min
Schaltspielzahl unter Last pro Charge	- 26,4
Integral Wandbelastung	- 41 %
Summe O ₂ Bedarf	- 5 %
Abstichtemperatur	+ 11,9 °C

Bei aktivem Regeleingriff der zustandsbasierten Leistungsregelung ist ein deutlicher Rückgang der Stromlaufzeit um 1,6 Minuten erkennbar. Die Chargendauer des Lichtbogenofens liegt dabei im Bereich von 100 Minuten. Das chargierte metallische Einsatzgewicht dieser Chargen ist 1 Tonne höher als die zum Vergleich herangezogenen Chargen ohne aktive Regelung. Bei gleichem Chargiergewicht ergäbe sich somit eine um 2,1 Minuten geringere Schmelzzeit bei aktiver Regelung. Die Abstichttemperatur des flüssigen Stahls ist aufgrund der Prozessführung durch das Ofenpersonal leicht höher als bei den Referenzchargen.

Die Wirksamkeit der zustandsbasierten Regelung zeigt sich insbesondere auch in einer deutlichen Reduktion der Schaltspielzahl des Ofentransformators. Die Bestimmung des thermischen Zustands der Heißwasserkühlung und die detektierte Wandabschirmung ermöglichen einen deutlich effizienteren Betrieb, so dass unter Last durchschnittlich 26,4 Schaltungen pro Charge weniger benötigt werden. Die gesamte Schaltspielzahl wird auf durchschnittlich 89,5 Schaltungen pro Charge reduziert. Dies bestätigt sich durch Integration eines berechneten Wandbelastungssignals über der Zeit, welches bei aktiver Regelung um 41 % geringer ausfällt.

Diesen positiven Ergebnissen steht ein um 1,7 kWh/t leicht erhöhter spezifischer Energiebedarf gegenüber. Neben der Schmelzzeit fällt auch die Chargenzeit an sich bei aktivem Regeleingriff niedriger aus, weshalb geringere Abwärmeverluste und damit auch ein niedrigerer Energiebedarf zu erwarten wären. Dies wird hier jedoch durch eine Reihe von Effekten konterkariert. Zum einen fällt der durchschnittliche Sauerstoffeintrag um ca. 5 % niedriger aus. Zum anderen wird bei den Chargen mit aktiver Regelung Ferrochrom mit einem geringeren Anteil an Silizium eingebracht. Beides führt zu einer reduzierten Zuführung chemischer Energie. Da der in Tabelle 5.1 gezeigte spezifische Energiebedarf sich nur auf die elektrische Energie bezieht, sind diese Effekte hier nicht berücksichtigt. Trotzdem zeigt sich eine leicht erhöhte Abstichttemperatur bei aktiver Regelung. Zur Einhaltung der Abstichttemperatur ist ein früheres Abstechen notwendig, welches sich wiederum günstig auf den Energiebedarf auswirkt. Weitere Effekte werden hier nicht betrachtet, wie beispielsweise der Zustand der feuerfesten Ausmauerung, Abwärmeverluste oder auch Elektrodenverbrauch. Bei gleichen Voraussetzungen ist mit der zustandsbasierten Leistungsregelung daher ein geringerer Energiebedarf zu erwarten. Diese positiven Ergebnisse verdeutlichen die Wirksamkeit und Leistungsfähigkeit der hier vorgestellten Methoden zur Zustandsbestimmung und der darauf aufbauenden Leistungsregelung.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Das übergeordnete Ziel der vorliegenden Arbeit ist der Aufbau einer zustandsbasierten Leistungsregelung für Drehstrom-Lichtbogenöfen. Dieses Ziel lässt sich in zwei thematische Gebiete unterteilen. Zunächst bedarf es einer Zustandsbeobachtung des Schmelzprozesses innerhalb des Ofengefäßes. Hier hat sich die Auswertung von Körperschallsignalen als besonders vorteilhaft erwiesen, um neben den bereits gängigen Methoden Informationen zum Prozesszustand zu gewinnen. Darüber hinaus bedarf es einer übergeordneten Leistungsregelung, welche den Arbeitspunkt des Lichtbogenofens entsprechend der Zustandsbeobachtung anpasst, um so die Effizienz des Schmelzvorgangs zu erhöhen. Die Beurteilung der Leistungsfähigkeit erfolgt durch Auswertung nach wirtschaftlichen Gesichtspunkten, insbesondere anhand von Produktivität und Energiebedarf.

Im Bereich der Zustandsbeobachtung ist die Auswertung des thermischen Zustands des Ofengefäßes eine weit verbreitete Methode. Für die Erprobung des Systems an einem Lichtbogenofen mit Heißwasserkühlung wird dazu eine neue Bewertung des thermischen Zustands eingeführt, welche als wesentliche Neuerung zurückliegende Prozessabschnitte berücksichtigt. Für konventionelle Kaltwasserkühlungen wird auf den Stand der Technik zurückgegriffen.

Die ebenso bekannte Spektralanalyse der sekundärseitigen Ströme zur Informationsgewinnung über den Lichtbogenzustand wird umfassend aufgearbeitet. Mittels Korrelationsanalyse ist hier eine Kopplung von einzelnen Oberwellen der Netzfrequenz mit dem elektrischen Arbeitspunkt nachweisbar. Insbesondere der Frequenzbereich zwischen den Oberwellen enthält hier einen Informationsgehalt über den Schmelzprozess. Der Bezug dieser detaillierten Berechnung zur einfachen Berechnung des Grundswingungsgehalts wird hergestellt. Auf dieser Basis wird die zuvor bekannte Methode zur Auswertung der Brennbedingungen am Lichtbogen in mehreren Messkampagnen ausgewertet und im Zusammenhang mit weiteren Signalen interpretiert. Die Interpretation dieser Methode als Kaltschrottanteil am Lichtbogenfußpunkt gegen Ende der Hauptschmelzperiode erweist sich als plausibel.

Ein besonderer Fokus liegt auf der Auswertung von Körperschallemissionen des Ofengefäßes zur Zustandsbeobachtung des Schmelzprozesses. Die ebenfalls zuvor formulierte Methode zur Bestimmung der Abschirmung einzelner Wandbereiche durch das Schrotthaufwerk gegen die vom Lichtbogen ausgehende thermische Last wird in mehreren Messkampagnen hinreichend getestet und bewertet. Je nach Schrotteinsatz und Stahlsorte ist eine unterschiedliche Parametrierung der einzelnen Oberwellen in der Übertragung vom Strangstrom zum Körperschall einzustellen, welches sowohl für die Produktion von rostfreiem Stahl als auch für Baustahl erfolgt ist. Eine gute Übereinstimmung dieser Berechnung mit dem thermischen Zustand, dem Schrotteinsatz und subjektiven Beurteilungen des Ofenzustandes nach Abstich wird nachgewiesen. In Kombination mit einem thermischen Modell kann so der Zustand in mehreren Ofenbereichen unabhängig voneinander detektiert werden.

Auf Basis der Körperschallemissionen hat sich eine weitere Methode ergeben, welche das Niederschmelzen des Schrotthaufwerks reproduzierbar und zuverlässig wiedergibt. Im Gegensatz zur Wandabschirmung werden dabei die spektralen Anteile zwischen den Oberwellen der Hauptfrequenz im Strangstrom und im Körperschall berücksichtigt, welches bereits für die Spektralanalyse der Ströme ausgiebig diskutiert wird. Aufbauend auf dem Stand der Technik mit akustischen Messungen am Lichtbogenofen wird so der optimale Chargierzeitpunkt für das Nachsetzen des nächsten Schrottkorbes bestimmt. Aufgrund der hohen Zuverlässigkeit des Chargiersignals wird dies zur automatischen Abschaltung des Lichtbogenofens nach kurzer Wartezeit genutzt, in der das Bedienpersonal die Abschaltung verhindern kann.

Die Struktur der zustandsbasierten Leistungsregelung ist von besonderer Bedeutung, um eine Schnittstelle zu den genannten Auswertemethoden zu definieren. Die Zustandsbeobachtung liefert hier praxisnahe Zustände, beispielsweise einen komplett abgeschmolzenen Wandbereich oder eine thermische Belastung in einem Teil des Ofengefäßes. Die Leistungsregelung verarbeitet und interpretiert diese Information, um die Arbeitspunktvorgabe aus der Ablaufsteuerung des Lichtbogenofens entsprechend anzupassen. Der Arbeitspunkt wird anschließend in Form von angepassten Sollwertvorgaben für die Elektrodenregelung, den Ofentransformator und die Seriendrossel ausgegeben. Zu diesem Zweck wird eine Zwischenebene in die Regelung implementiert, welche die eingehende Information gruppiert, verarbeitet und in Zustandsvariablen umwandelt. Die nachgelagerte Ebene verarbeitet diese Variablen für jedes Stellglied getrennt, um einen Sollwert je Regelgröße auszugeben.

Eine der wesentlichen Zustandsvariablen ist die prozentuale Veränderung der Strahlungsleistung eines Elektrodenstranges. Auf Basis des dreiphasigen Ersatzschaltbildes wird dazu zunächst die Eignung verschiedener Modelle der Strahlungsleistung geprüft. Es wird ein theoretisch untermauertes Modell ausgewählt, welches für heutzutage übliche Leistungen von Lichtbogenöfen gut mit der Praxis übereinstimmt. Mithilfe eines Regressionsmodells der Lichtbogenreaktanz wird ein Polynom vierter Ordnung aufgestellt, welches zur Berechnung der Lichtbogenreaktanz für einen bestimmten Arbeitspunkt zu lösen ist. Durch eine iterative Berechnung wird eine Kombination von Impedanz-Sollwerten der drei Stränge errechnet, welche zur einzustellenden Umverteilung der thermischen Strahlungsleistung führt. Auf diese Weise kann ein asymmetrisches Niederschmelzen des Schrotthaufwerks im Lichtbogenofen durch asymmetrische Sollwertvorgabe der Elektrodenregelung kompensiert werden, um eine hohe thermische Last eines Wandbereichs zu vermeiden, welche für den Schmelzprozess eindeutig nachteilig ist.

Diese automatische Berechnung der elektrischen Größen für eine Arbeitspunktkombination ermöglicht nun die Berechnung aller zu erwartenden Größen im gesamten Möglichkeitsraum der Arbeitspunkte. Die Zuordnung der Impedanz-Sollwerte zu einer bestimmten Verteilung der Strahlungsleistung lässt sich daraufhin rechnergestützt als Optimierungsproblem in einem dreidimensionalen Impedanzraum grafisch darstellen. Diese Darstellung zeigt zum einen die Topologie der Systemdynamik, als auch die Lösung des Problems als Schnittmenge der Isoflächen unterschiedlicher Werte der zu erwartenden thermischen Strahlungsleistung.

Die asymmetrische Arbeitspunktvorgabe dient als erste Maßnahme, um eine ungleiche Verteilung der thermischen Last im Ofengefäß zu kompensieren. Ab einer gewissen Lastverteilung oder einem insgesamt zu hohen Temperaturniveau ist ein symmetrisches Herabsetzen der Sekundärspannung des Ofentransformators jedoch unabdingbar. Die Kombination aller hier vorgestellten Module der Regelung inklusive dem Chargiersignal bewirkt eine effiziente Verbesserung des Schmelzprozesses. Dies bestätigt sich in den positiven Betriebsergebnissen mit aktivem Regelingriff durch die zustandsorientierte Leistungsregelung.

Durch den modularen Aufbau der hier vorgestellten Regelung ist eine Erweiterung der Zustandsbeobachtung ohne weiteres möglich. Während der Hauptschmelzperiode kann beispielsweise ein Kamerasystem innerhalb eines Brenners zur näheren Bestimmung des Schmelzverhaltens integriert werden. Darüber hinaus ist die Integration eines Signals zur Schaum Schlackenhöhe während der Flachbadphase möglich, um bei zusammenfallender Schlacke die thermische Last entsprechend umzuverteilen. Die vorgestellte Leistungsregelung basiert weiterhin auf einem dynamischen Fahrtdiagramm, von dem zustandsbasiert in einem definierten Bereich abgewichen wird. Eine Fahrweise ohne Fahrtdiagramm auf Basis des Zustands im Lichtbogenofen wird bisher als noch nicht realisierbar angesehen. Das Fahrtdiagramm enthält zudem die Erfahrungswerte aus den Betriebsergebnissen über einen längeren Zeitraum anhand von Expertenbewertungen. Eine Ablösung des Fahrtdiagramms durch eine komplett freie, rein auf den Zustand im Lichtbogenofen basierte Regelung verbleibt daher als offener Punkt. Eine Integration des gemessenen Schrottvolumens in das Chargiersignal verbleibt ebenso als mögliche Weiterentwicklung offen.

Zusammenfassend stellt die zustandsbasierte Regelung einen weiteren erfolgreichen Schritt hin zum automatisierten und energieoptimierten Lichtbogenofen dar, was sich insbesondere auch anhand der positiven Betriebsergebnisse zeigt.

7 Literaturverzeichnis

- [Abel 07] Abel, M.; Hein, M.: *Ultimate and RCB Process Performance Technology – Superior solutions for increasing EAF productivity*. In: Proceedings METEC 3rd International Steel Conference on New Developments in Metallurgical Process Technologies. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2007, S. 530–537.
- [Ameling 00] Ameling, D.: *Stand und zukünftige Entwicklungen in der Elektro-stahlerzeugung*. In: stahl und eisen 120 (2000), Nr. 6, S. 51-56.
- [Ameling 11] Ameling, D.; Endemann, G.; Igelbüscher, A.; Kessler, K.: *Carbon Dioxide: Curse or Future?* In: Proceedings METEC InSteelCon 2011 EECR. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2011.
- [Ameling 81] Ameling, D.; Baum, R.; Köhle, S.; Kreutzer, H.W.: *Entwicklungs-richtungen bei der Stahlerzeugung in Lichtbogenöfen*. In: stahl und eisen 101 (1981), Nr. 4, S. 27-37.
- [Andritzke 87] Andritzke, W.; Gerling, R.; Pörsch, K.; Siegert, H.; Stahl, R.: *Über-wachung der Kühlsysteme bei Elektrolichtbogenöfen*. In: stahl und eisen 107 (1987), Nr. 14/15, S. 23–28.
- [Auer 12] Auer, W.; Petermaier, N.; Fleischer, M.; Gebert, W.: *Trends in Elec-tric Steelmaking – Sustainability Through Innovation*. In: Proceed-ings 10th European Electric Steelmaking Conference. Graz: The Austrian Society for Metallurgy and Materials 2012.
- [Bandusch 12] Bandusch, L. et al.: *Electric Steel Production in Europe – Efficient and Challenging*. In: Proceedings 10th European Electric Steelmak-ing Conference. Graz: The Austrian Society for Metallurgy and Ma-terials 2012.
- [Beckmann 83] Beckmann, H.-J.: *Die akustische Emission der Lichtbögen im El-ektrostahlofen*. Dr.-Ing. Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, Hochschule der Bundeswehr Hamburg 1983.
- [Block 95] Block, O.: *Spektroskopische Untersuchungen von frei brennenden Gleichstromlichtbögen mit hoher Leistung an einem Elektrostahlo-fen*. Dr.-Ing. Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, Universität der Bundeswehr Hamburg 1995.
- [BMW 12] Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMW) (Hrsg.): *Erster Monitoring-Bericht „Energie der Zukunft“ – Kurzfassung*. Bro-schüre BMW. Berlin: BMW 2012.

- [Boh 10] Boh, M. et al.: *Ergebnisse der körperschallbasierten Schaum-schlackenregelung im Einsatz bei den Lech-Stahlwerken*. In: stahl und eisen 130 (2010), Nr. 4, S. 65-71.
- [Born 12] Born, C.; Granderath, R.: *Waste Heat Power Generation From EAFs, SAFs and Reheating Furnaces – A Comparison*. In: Proceedings AISTech 2012. Atlanta, USA: Association for Iron & Steel Technology 2012.
- [Bowman 03] Bowman, B. et al.: *Unusual Arcing Phenomena in Modern Arc Furnaces*. In: ISS Iron & Steelmaker (2003), Nr. 12, S. 59-61.
- [Bowman 09] Bowman, B.; Krüger, K.: *Arc Furnace Physics*. Düsseldorf: Verlag Stahleisen 2009.
- [Bowman 69] Bowman, B.; Jordan, G.R.; Fitzgerald, F.: *The physics of high-current arcs*. In: Journal of the Iron & Steel Institute 55 (1969), S. 798-804.
- [Bowman 74] Bowman, B.: *Relationship between power programme and refractory consumption in an arc furnace*. In: Ironmaking and Steelmaking 1 (1974), Nr. 4, S. 212-214.
- [Bowman 90] Bowman, B.: *Effects on furnace arcs of submerging by slag*. In: Ironmaking and Steelmaking 17 (1990), Nr. 2, S. 123-129.
- [Bredehöft 86] Bredehöft, R.; Hammer, E.E.; Unger, K.-D.: *Umbau eines 80-t-Lichtbogenofens der Thyssen Edelstahlwerke AG - Kühlkreisläufe unter besonderer Berücksichtigung der Verdampfungskühlung für Wand- und Deckelelemente*. In: stahl und eisen 106 (1986), Nr. 19, S. 71–75.
- [Bretthauer 75] Bretthauer, K.; Farschtschi, A.A.; Timm, K.: *Die Messung elektrischer Größen von Lichtbögen in Elektrostahlöfen*. In: elektrowärme international 33 (1975), Nr. B5, S. B221-B225.
- [Brod 89] Brod, H.; Kempkens, F.; Strohschein, H.: *Energierückgewinnung aus einem UHP-Elektrolichtbogenofen*. In: stahl und eisen 109 (1989), Nr. 5, S. 229–238.
- [Butcher 10] Butcher, B.; Krotov, Y.; Laroy, B.; Vanover, K.; Meyer, S.: *Single Charge EAF Modification: Installation and Experience*. In: Proceedings AISTech 2010. Pittsburgh, USA: Association for Iron & Steel Technology 2010.

- [Coughlan 12] Coughlan, R.; Mukhopadhyay, A.; Ometto, M.; Sellan, R.: *An Advanced EAF Optimization Suite for 420-t Jumbo DC Furnace at Tokyo Steel Using DANIELI Technology*. In: Proceedings AISTech 2012. Atlanta, USA: Association for Iron & Steel Technology 2012.
- [Dadgar 79] Dadgar, H.; Fitaire, M.; Pilorget, A.: *Étude du bruit acoustique de l'arc électrique*. In: Revue Générale de L'Électricité 88 (1979), Nr. 7/8, S. 606-613.
- [DIN 40110] DIN 40110 Teil 1: *Wechselstromgrößen. Teil 1: Zweileiter-Stromkreise*. Ausgabe März 1994. Hrsg. DIN Deutsches Institut für Normung. Berlin: Beuth-Verlag 1994.
- [Dorndorf 09] Dorndorf, M.: *Prozessführungssystem zur Regelung der Stoff- und Energieflüsse von Drehstrom-Lichtbogenöfen*. Fortschr.-Ber. VDI Reihe 8 Nr. 1165. Düsseldorf: VDI Verlag 2009.
- [Fay 14] Fay, A. et al.: *Anforderungen an Leitsysteme durch Industrie 4.0*. In: Tagungsband Automation 2014, 1.-2. Juli 2014, Baden-Baden.
- [Fliege 08] Fliege, N.; Gaida, M.: *Signale und Systeme*. Wilburgstetten: J. Schlembach Fachverlag 2008.
- [Frommeyer 03] Frommeyer, G.; Brück, U.; Neumann, P.: *Supra-Ductile and High-Strength Manganese-TRIP/TWIP Steels for High Energy Absorption Purposes*. In: ISIJ International 43 (2003), No. 3, pp. 438-446.
- [Galochkin 11] Galochkin, A.; Krüger, K.; Dettmer, B.: *Spectroscopic detection of a free-burning electric arc in a DC electric arc furnace*. In: Proceedings METEC InSteelCon 2011. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2011.
- [Geijer 12] Geijer, M.; Hörger, W.; Meusel, W.; Wong, G.: *Power Quality Compliance With SVC Plus*. In: Proceedings AISTech 2012. Atlanta, USA: Association for Iron & Steel Technology 2012.
- [Gensini 02] Gensini, G.; Bedin, M.; Alameddine, S.; Bowman, B.: *A Comparison of Three Types of Reactor for AC Furnaces*. In: Proceedings 7th European Electric Steelmaking Conference. Venice, Italy: Associazione Italiana di Metallurgia 2002.
- [Görtler 04] Görtler, G.; Jörgl, P.: *Energetically optimized Control of an Electric Arc Furnace*. In: Proceedings of the 2004 IEEE International Conference on Control Applications. Taipei, Taiwan: IEEE 2004.

- [Gottardi 08] Gottardi, R.; Miani, S.; Partyka, A.; Engin, B.: *Ultra-high chemical power electric arc furnace for 320 t/h*. In: stahl und eisen 128 (2008), Nr. 8, S. 19-24.
- [Grigat 86] Grigat, R.-R.: *Messung und Modellbildung elektrischer Lichtbogen-größen in Drehstrom-Lichtbogenöfen*. Dr.-Ing. Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, Universität der Bundeswehr Hamburg 1986.
- [Grosse 11] Grosse, A.; Opfermann, A.; Baumgartner, S.: *Improvement of Energy Efficiency*. In: Proceedings METEC InSteelCon 2011 EECR. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2011.
- [Grosse 15] Grosse, A. et al.: *New burner technology of Badische for higher energy efficiency and improved reliability*. In: Proceedings METEC ESTAD 2015. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2015.
- [Haverkamp 09] Haverkamp, V.: *Prädiktive dynamische Lastkontrolle für ein Elektrostahlwerk*. Dr.-Ing. Dissertation, Institut für Automatisierungstechnik, Helmut Schmidt Universität / Universität der Bundeswehr Hamburg 2009.
- [Heinen 97] Heinen, K.-H. (Hrsg.): *Elektrostahl-Erzeugung*. Düsseldorf: Verlag Stahleisen 1997.
- [Higgs 74] Higgs, R.W.: *Sonic Signature Analysis for Arc Furnace Diagnostics and Control*. In: IEEE 1974 Ultrasonics Symposium Proceedings, Catalog No. 74 CHO 896-ISU, S. 653-663, 1974.
- [Higgs 76] Higgs, R.W.; Papadakis, E.P.; Sheets, W.K.: *Noise Statistics in an Electric Arc Furnace*. In: IEEE Transactions on Sonics and Ultrasonics, Vol. SU-23, Nr. 1, S. 76-83, January 1976.
- [Homeyer 01] Homeyer, K.-O.: *Automatisierung der Kohlezugabe zur Schaum-schlackenbildung im Lichtbogenofen*. Fortschr.-Ber. VDI Reihe 8 Nr. 862. Düsseldorf: VDI Verlag 2001.
- [IEC 60676] IEC 60676: *Industrial electroheating equipment – Test methods for direct arc furnaces*. Edition 3.0. Geneva, Switzerland: IEC 2011.
- [Jäger 72] Jäger, S.; Knuth, D.: *Unterdrückung der Netzurückwirkungen eines Lichtbogenofens durch eine Kompensationsanlage mit thyristorgeschalteten Drosseln*. In: elektrowärme international 30 (1972), Nr B5, S. B267-B274.

- [Jansen 11] Jansen, T.; Krüger, K.; Schliephake, H.; Dettmer, B.: *Sound based foaming slag evaluation and carbon injection control*. In: Proceedings METEC InSteelCon 2011 EECR. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2011.
- [Jansen 14] Jansen, T.: *Einbindung einer schallbasierten Schaum-schlackendetektion in die Leistungs- und Feinkohleregelung eines Gleichstrom-Lichtbogenofens*. Dr.-Ing. Dissertation. Fortschr.-Ber. VDI, Reihe 8, Nr. 1232. Düsseldorf: VDI Verlag 2014.
- [Jellinghaus 94] Jellinghaus, M.: *Stahlerzeugung im Lichtbogenofen*. 3., vollst. neue Aufl. Düsseldorf: Verlag Stahleisen 1994.
- [Johnson 08] Johnson, J.; Reck, B.K.; Wang, T.; Graedel, T.E.: *The energy benefit of stainless steel recycling*. In: Energy Policy 36 (2008), S. 181-192, Verlag Elsevier.
- [Jordan 76] Jordan, G.; Sheridan, A.T.; Montgomery, R.W.; Danby, M.: *Basic properties of the high-intensity arcs used in steelmaking*. British Steel Corporation, ECSC Convention No. 6210.93/8/801, 1976.
- [Juhart 01] Juhart, M.; Peter, M.; Koch, K.; Lamut, J.; Rozman, A.: *Schäumverhalten von Schlacken aus der Produktion chromhaltiger Stähle im Elektrolichtbogenofen*. In: stahl und eisen 121 (2001), Nr. 9, S. 35-41.
- [Kahlert 93] Kahlert, J.; Frank, H.: *Fuzzy-Logik und Fuzzy-Control*. Braunschweig/Wiesbaden: Friedr. Vieweg & Sohn Verlag 1993.
- [Kammeyer 09] Kammeyer, K.-D.; Kroschel, K.: *Digitale Signalverarbeitung*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag 2009.
- [Kleimt 09] Kleimt, B. et al.: *Dynamic control of EAF burners and injectors for carbon and oxygen for improved and reproducible furnace operation and slag foaming*. European Commission Contract No. RFSR-CT-2003-00031. Luxemburg: Publications Office of the European Union 2009.
- [Knoop 97] Knoop, M.; Lichterbeck, R.; Köhle, S.; Siig, J.: *Steuerung des Einschmelzens im Drehstrom-Lichtbogenofen zum Schutz der Wandkühlelemente*. In: stahl und eisen 117 (1997), Nr. 2, S. 91-96.
- [Köhle 80] Köhle, S.: *Rechnereinsatz zur Steuerung von Lichtbogenöfen*. In: stahl und eisen 100 (1980), Nr. 10, S. 522-528.

- [Köhle 88] Köhle, S.: *Linearisierte Modelle für die Kopplung der elektrischen Größen von Drehstrom-Lichtbogenöfen*. In: elektrowärme international 46 (1988), Nr. B5, S. B264-B273.
- [Köhle 90] Köhle, S.: *Ersatzschaltbilder und Modelle des Hochstromsystems von Drehstrom-Lichtbogenöfen*. In: stahl und eisen 110 (1990), Nr. 11, S. 51-59.
- [Krüger 96] Krüger, K.; Timm, K.; Schliephake, H.; Bandusch, L.: *Leistungsregelung eines Drehstrom-Lichtbogenofens*. In: stahl und eisen 116 (1996), Nr. 8, S. 95-100.
- [Krüger 98a] Krüger, K.: *Modellbildung und Regelung der elektrothermischen Energieumsetzung von Lichtbogenöfen*. Dr.-Ing. Dissertation. Fortschr.-Ber. VDI, Reihe 6, Nr. 382. Düsseldorf: VDI Verlag 1998.
- [Krüger 98b] Krüger, K.; Ehrbar, A.; Timm, K.: *Schlackenabbackungen und thermische Verluste eines Drehstromofens*. In: stahl und eisen 118 (1998), Nr. 9, S. 63-67.
- [Lerch 09] Lerch, R.; Sessler, G.M.; Wolf, D.: *Technische Akustik – Grundlagen und Anwendungen*. Berlin Heidelberg: Springer 2009.
- [Lindig 77] Lindig, D.: *Automatische Kontrolle der Einschmelzperiode im Lichtbogenofen*. In: Neue Hütte 22 (1977), Nr. 11, S. 607–611.
- [Lindig 79] Lindig, D.; Kostinjuk, L.D.: *Ein statistischer Algorithmus zur Kontrolle der Einschmelzperiode im Lichtbogenofen*. In: Neue Hütte 24 (1979), Nr. 6, S. 210-214.
- [Ma 99] Ma, T.L.; Mulcahy, J.: *The SPLC – A New Technology for Arc Stabilization and Flicker Reduction on Electric Arc Furnaces*. In: Proceedings 57th Electric Furnace Conference. USA: Iron and Steel Society ISS 1999.
- [Maecker 55] Maecker, H.: *Plasmaströmungen infolge eigenmagnetischer Kompression*. Zeitschrift für Physik 141 (1955), S. 198-216.
- [Marique 01] Marique, C. et al.: *Improvement of the EAF performance through an optimisation of the slag foaming practice*. European Commission Report EUR 19470, Contract No. 7210-CB206. Luxemburg: Office for Official Publications of the European Communities 2001.

- [Matschullat 08] Matschullat, T.; Rieger, D.; Krüger, K.; Döbbeler, A.: Foaming Slag and scrap melting behavior in electric arc furnaces – A new and very precise detection method with automatic carbon control. In: 9th European Electric Steelmaking Conference. Krakau: SITPH Polish Association of Metallurgical Engineers and Technicians 2008.
- [Mayinger 84] Mayinger, F.: *Sieden - Stabilisator und Störfaktor sicheren Betriebes*. In: Chem.-Ing.-Technik 56 (1984), Nr.3, S. 169-179.
- [McQueen 78a] McQueen, D.H.: *Noise from electric arc furnaces. I. General Considerations*. In: Scandinavian Journal of Metallurgy 7 (1978), S. 5-10.
- [McQueen 78b] McQueen, D.H.: *Noise from electric arc furnaces. II. Noise Generation Mechanisms*. In: Scandinavian Journal of Metallurgy 7 (1978), S. 223-229.
- [Melder 99] Melder, W.: *Konzeption einer Regelung zur automatischen Kohleninjektion in Drehstromlichtbogenöfen*. Aachener Beiträge zur Angewandten Rechnertechnik Band 33. Aachen: Verlag Mainz 1999.
- [Millman 08] Millman, M.S. et al.: *Direct Observation of the Melting Process in an EAF with a Closed Slag Door*. In: Archives of Metallurgy and Materials 53 (2008), Nr. 2, S. 463-468.
- [Nyssen 04] Nyssen, P.; Colin, R.; Junqué, J.-L.; Knoops, S.: Application of a dynamic metallurgical model to the electric arc furnace. In: La Revue de Métallurgie-CIT. April 2004, S. 317-326.
- [Nyssen 06] Nyssen, P. et al.: *Innovative visualization technique at the electric arc furnace*. In: La Revue de Métallurgie-CIT, September 2006, S 369-373.
- [Nyssen 07] Nyssen, P. et al.: Automatic setting of the EAF burners. In: La Revue de Métallurgie-CIT, Oktober 2007, S 501-506.
- [Otzen 13] Otzen, K.: *Chinas Stahlkocher schlittern in die Krise*. In: VDI Nachrichten Nr. 41 vom 11.10.2013, S.4.
- [Pistelli 12] Pistelli, M.I. et.al.: *Dioxins Minimization and Control in an EAF*. In: Proceedings AISTech 2012. Atlanta, USA: Association for Iron & Steel Technology 2012.
- [Rendueles 04] Rendueles Vigil, J.L. et al.: *Neuro-fuzzy systems to improve the control of the electric arc furnace process*. European Commission Contract No. 7210-PR/131. Luxemburg: Office for Official Publ. of the European Communities 2004.

- [Riedinger 15] Riedinger, D.; Vogel, A.; Benz, S.: *A new dimension of designing arc furnace high current systems*. In: Proceedings METEC ESTAD 2015. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2015.
- [Schamari 13] Schamari, U.W.; Hartbrich, I.: *Stählerne Rechenspiele*. In: VDI Nachrichten Nr. 40 vom 04.10.2013, S.8.
- [Schliephake 95] Schliephake, H.; Timm, K.; Bandusch, L.: *Computer controlled optimization of the productivity of ISPAT-Hamburger Stahlwerke's AC-UHP-EAF*. In: Proceedings 5th European Electric Steel Congress. 19.-23. Juni 1995, Paris, Frankreich.
- [Schnack 14] Schnack, H; Krüger, K.; Babizki, A.; Wu, J.: *Schnelle Stromregelung von Drehstromlichtbogenöfen auf Basis von Halbleiterstufenschaltern*. In: stahl und eisen 134 (2014), Nr. 4, S. 67-71.
- [Scholz 86] Scholz, R.; Reiners, U.: *Probleme der Wärmeübertragung bei der Wasserkühlung von Wandelementen in Elektrolichtbogenöfen*. In: stahl und eisen 106 (1986), Nr. 19, S. 81-90.
- [Schulz 01] Schulz, E.; Weddige, H.-J.; Janke, D.: *Technologische, wirtschaftliche und umweltrelevante Aspekte der modernen Elektrostahlerzeugung*. Freiburger Forschungshefte B 311 Werkstofftechnologie. Freiberg: TU Bergakademie Freiberg 2001.
- [Schwabe 62] Schwabe, W.E.: *Arc Heat Transfer and Refractory Erosion in Electric Steel Furnaces*. In: Proceedings Electric Furnace Conference, AIME 20 (1962), S. 195-206.
- [Schwarz 88] Schwarz, B.: *Regelung elektrischer Größen von Drehstrom-Lichtbogenöfen*. Dr.-Ing. Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, Universität der Bundeswehr Hamburg 1988.
- [Sedivy 08] Sedivy, C.; Krump, R.: *Tools for Foaming Slag Operation at EAF Steelmaking*. In: 9th European Electric Steelmaking Conference. Krakau: SITPH Polish Association of Metallurgical Engineers and Technicians 2008.
- [Sellan 09] Sellan, R.; Fabbro, M.: *The 300-ton „Jumbo-size“ FastArc EAF at MMK Iskenderun (Turkey)*. In: Proceedings Conference Innovation in EAF and in Steelmaking Processes. Milan, Italy: Associazione Italiana di Metallurgia 2009.
- [Siemens 80] Siemens, C.W.: *Ueber die Anwendung des dynamoelektrischen Stromes zur Schmelzung schwerflüssiger Stoffe in beträchtlichen Mengen*. In: Elektrotechnische Zeitschrift 1 (1880), S. 325-328.

- [Simon 98] Simon, H.T.: Akustische Erscheinungen am elektrischen Flammenbogen. Wied. Ann. 64 (1898), S. 233-239.
- [Smith 12] Smith, S.; Ward, T.D.: *Spray Cooling: Staying Cool in Hot Places*. In: Proceedings AISTech 2012. Atlanta, USA: Association for Iron & Steel Technology 2012.
- [Timm 95] Timm, K.; Mayer, C.: *Optimierung der Leistungsumsetzung im Drehstrom-Lichtbogenofen mit Neuronalen Netzen*. In: ETG-Fachbericht 57 (1995), S. 81-86. Berlin: VDE Verlag 1995.
- [Timm 91] Timm, K.: *Reaktanzsymmetrierung von Hochstromleitungen in Drehstrom-Lichtbogenöfen*. In: elektrowärme international 49 (1991), Nr. 4, S. 201-211.
- [Treppschuh 08] Treppschuh, A.: *Regelung der elektrischen Leistung eines Gleichstrom-Lichtbogenofen*. Dr.-Ing. Dissertation. Fortschr.-Ber. VDI, Reihe 8, Nr. 1144. Düsseldorf: VDI Verlag 1998.
- [VDEh 13] Stahlinstitut VDEh (Hrsg.): *Jahrbuch Stahl 2014*. Band 1. Düsseldorf: Verlag Stahleisen 2013.
- [Verhoeven 13] Verhoeven, J.D.: *Stahl-Metallurgie für Einsteiger*. Bad Aibling: Wieland Verlag 2013.
- [Wegst 13] Wegst, C.; Wegst, M.: *Stahlschlüssel – Taschenbuch: Wissenswerthes über Stähle*. Marbach: Verl. Stahlschlüssel Wegst 2013.
- [Wichert 06] Wichert, W.; Matschulat, T.; Rieger, D.: The electric arc furnace fully under control. In: 4th China international steel congress, April 2006, Peking, China.
- [Wichert 07] Wichert, W.; Matschulat, T.; Rieger, D.: *Foaming slag in more dimensions – A new detection method with carbon control*. In: Proceeding AISTech 2007. Indianapolis, USA: Association for Iron & Steel Technology 2007.
- [WSA 14] World Steel Association (Hrsg.): *Steel Statistical Yearbook 2014*. Brüssel: World Steel Association 2014.
- [WSA 15] World Steel Association (Hrsg.): *World Steel in Figures 2015*. Brüssel: World Steel Association 2015.
- [WVS 13] Wirtschaftsvereinigung Stahl (Hrsg.): *Statistisches Jahrbuch der Stahlindustrie 2013/2014*. Düsseldorf: Verlag Stahleisen 2013.

Veröffentlichungen des Verfassers

- [Dittmer 09a] Dittmer, B.; Krüger, K.; Rieger, D.; Leadbetter, S.; Matschullat, T.; Döbbeler, A.: *State Based AC-EAF Power Control by Structure-Borne Sound Evaluation*. In: Proceedings Conference Innovation in EAF and in Steelmaking Processes. Milan, Italy: Associazione Italiana di Metallurgia 2009.
- [Dittmer 09b] Dittmer, B.; Krüger, K.: *Modelltheoretische Untersuchungen zur thermischen Strahlungsbelastung in Lichtbogenöfen*. In: elektrowärme international 67 (2009), Nr. 4, S. 195-199.
- [Dittmer 09c] Dittmer, B.; Krüger, K.; Rieger, D.; Leadbetter, S.; Matschullat, T.; Döbbeler, A.: *Identifikation des Prozesszustandes von Drehstromlichtbogenöfen mittels Körperschall*. In: stahl und eisen 129 (2009), Nr. 12, S. 33-41. Deutsche Nachveröffentlichung von Konferenzbeitrag [Dittmer 09a].
- [Dittmer 10] Dittmer, B.; Krüger, K.; Rieger, D.; Matschullat, T.; Döbbeler, A.: *Asymmetrical Power Control of AC-EAFs by Structure-Borne Sound Evaluation*. In: Proceedings AISTech 2010. Pittsburgh, USA: Association for Iron & Steel Technology 2010.
- [Dittmer 11a] Dittmer, B.; Krüger, K.; Rieger, D.; Matschullat, T.; Döbbeler, A.: *Asymmetrical Power Control of AC-EAFs by Structure-Borne Sound Evaluation*. In: Iron & Steel Technology 8 (2011), Nr. 2, S. 49-55. Nachveröffentlichung von Konferenzbeitrag [Dittmer 10].
- [Dittmer 11b] Dittmer, B.; Krüger, K.; Rieger, D.; Matschullat, T.; Döbbeler, A.; Mees, H.; Höhl, J.: *Structure-Borne Sound Assisted AC-EAF Power Control*. In: Proceedings METEC InSteelCon 2011 EECR. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2011.
- [Matschullat 12] Matschullat, T.; Rieger, D.; Dittmer, B.; Krüger, K.; Döbbeler, A.; Mees, H.: *Results of Foaming Slag and Scrap Meltdown Control SIMELT CSM/FSM Based on Structure-Borne Sound in Electric Arc Furnace Operation*. In: Proceedings AISTech 2012. Atlanta, USA: Association for Iron & Steel Technology 2012.
- [Mees 12] Mees, H.; Höhl, J.; Krüger, K.; Rieger, D.; Matschullat, T.; Döbbeler, A.; Dittmer, B.: *Dynamic condition based scrap melt control: Results of the application at ThyssenKrupp Nirosta in Bochum*. In: Proceedings 10th European Electric Steelmaking Conference. Graz: The Austrian Society for Metallurgy and Materials 2012.

- [Dittmer 13] Dittmer, B.; Rieger, D.; Matschullat, T.; Döbbeler, A.; Krüger, K.: *New Optimization Modules for Electrode Control Systems of AC Electric Arc Furnaces*. In: Proceedings 17. Seminario de Automacao & TI Industrial. Vitoria, Brazil: Associacao Brasileira de Metalurgia, Materials e Mineracao 2013.
- [Brisson 14] Brisson, D.; Gillen, G.; Dittmer, B.; Döbbeler, A.; Matschullat, T.; Rieger, D.; Krüger, K.: *Technological Controls for AC-EAFs – Latest Developments and Results*. In: Proceedings 31st Journées Sidérurgiques International. Paris, France: Fédération Francaise de l'Acier 2014.
- [Dittmer 15] Dittmer, B.; Hörger, W.; Backes, R.-H.; Rao, S.: *Superior Flicker Reduction with SVC PLUS – Operational Experience*. In: Proceedings METEC ESTAD 2015. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2015.
- [Sedivy 15] Sedivy, C.; Koubek, C.; Krump, R.; Dittmer, B.: *Next Generation of Electrode Control Systems – first operational results*. In: Proceedings METEC ESTAD 2015. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2015.
- [Krüger 15] Krüger, K.; Stahl, F.; Kühnemund, M.; Hergt, M.; Hartmann, W.; Dittmer, B.; Döbbeler, A.; Matschullat, T.: *Controlling the Electric Arc Properties in an AC-EAF at Dörrenberg Edelstahl GmbH*. In: Proceedings METEC ESTAD 2015. Düsseldorf: Steel Institute VDEh 2015.

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**



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

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

Im Buchshop stehen für Sie bereit:

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

Berichte nationaler und internationaler technischer Fachtagungen der VDI-Fachgliederungen

Fortschritt-Berichte VDI:

Dissertationen, Habilitationen und Forschungsberichte aus sämtlichen ingenieurwissenschaftlichen Fachrichtungen

Newsletter „Neuerscheinungen“:

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

Autoren-Service:

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

Buch- und Medien-Service:

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

Die Reihen der Fortschritt-Berichte VDI:

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

ISBN 978-3-18-346620-7