

Einsatz des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens zum Schmelzen und Gießen von TiAl-Legierungen

Vom Fachbereich Elektrotechnik und Informationstechnik
der Universität Hannover

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Matthias Vogt
geboren am 29. März 1970 in Hannover

2001

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. A. Mühlbauer
2. Referent: Prof. Dr.-Ing. H.-D. Stölting
Tag der Promotion: 26.01.2001

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrowärme der Universität Hannover im Rahmen eines vom Bundesministerium für Forschung und Technologie finanziell geförderten Verbundvorhabens¹.

Mein Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. A. Mühlbauer, der mir als Leiter des Instituts für Elektrowärme die Möglichkeit gab, im Rahmen eines umfangreichen und vielseitigen industriellen Forschungsvorhabens zu promovieren. Durch seine kritischen Anregungen hat er sehr zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Herrn Prof. Dr.-Ing. H.-D. Stölting danke ich für die Übernahme des Korreferates und die damit verbundene Mühe. Herrn Prof. Dr.-Ing. B. Nacke gebührt Dank für seinen Beitrag zum Promotionsvorhaben als Prüfungsvorsitzender.

Allen am Verbundprojekt beteiligten Partnern danke ich für die interessante und spannende Zeit. Beim Federführer ALD Vacuum Technologies AG sei insbesondere den Herren Dr. M. Blum und G. Jarczyk für die gute Zusammenarbeit bei der Durchführung der Gießversuche und für die praxisbezogenen Ratschläge gedankt.

Ich danke allen Kollegen am Institut für Elektrowärme für die hervorragende Zusammenarbeit und die stete Hilfsbereitschaft. Die kollegiale Atmosphäre wird mir immer in positiver Erinnerung bleiben. Hervorheben möchte ich Thomas Wetzel und Andris Muižnieks, die beide immer wertvolle und geduldige Diskussionspartner waren, sowie Frank Bernier, der mir nicht nur bei der Projektbearbeitung zur Seite stand, sondern sich auch fünf Jahre das Büro mit mir geteilt hat. Kai-Uwe Jörn danke ich für seine tatkräftige Unterstützung.

Die zahlreichen experimentellen Untersuchungen wären ohne die Hilfe der technischen Angestellten des Instituts in dieser Form nicht möglich gewesen. Mein besonderer Dank gilt dabei den Herren Alexander Wischnewski, Alexander Köppen und Dieter Lohan für ihren unermüdlichen Einsatz bei den Gießversuchen und beim Aufbau der notwendigen Meßapparaturen. Dank gebührt auch den Herren Jörg Nebel und Ralf Beermann, die diese Arbeit als Studenten durch ihre Diplomarbeiten und als wissenschaftliche Hilfskräfte unterstützt haben.

Meiner Familie, insbesondere meinen Eltern, danke ich für die stete Unterstützung während meiner gesamten Ausbildungszeit. Mein ganz besonderer Dank gilt meiner Lebenspartnerin Grit Nauvertat für ihre Rücksichtnahme während der Bearbeitungszeit sowie für die sorgfältige und kritische Durchsicht des Manuskripts.

¹ Projektpartner: ALD Vacuum Technologies AG (Federführer), ACCESS e. V., Bayrische Motoren Werke AG, Max-Planck-Institut für Eisenforschung GmbH, Titan-Aluminium-Feinguß GmbH, TRW Deutschland GmbH, W. C. Heraeus GmbH; Abwicklung: KFA Jülich (Förderkennzeichen: 03N3016)

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit behandelt den Einsatz des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens (KIT) als Schmelzaggregat für γ -Titanaluminide (TiAl) am Beispiel eines Gießverfahrens für Automobilventile. Im Mittelpunkt stehen dabei Möglichkeiten zur gezielten Steigerung der Überhitzungstemperatur der Schmelze, da diese entscheidend für die Qualität der Gießprodukte ist. Hierzu erfolgt eine umfassende meßtechnische Untersuchung des elektromagnetischen, thermischen und hydrodynamischen Verhaltens des KITs.

Bei der Betrachtung des elektromagnetischen Verhaltens des KITs liegt ein besonderes Augenmerk auf der Badkuppenform der Schmelze und den damit verbundenen Nichtlinearitäten des Systems sowie dem elektrischen Wirkungsgrad des Ofens. Zu diesem Zweck werden experimentelle Untersuchungen mit praxisrelevanten TiAl-Legierungen durchgeführt. Für die experimentelle Bestimmung des Temperatur- und Strömungsfeldes der Schmelze wird Aluminium als Modellschmelze eingesetzt. Hierfür erfolgt die Auswahl, Erweiterung und Umsetzung geeigneter Meßverfahren, insbesondere in Hinblick auf die vorherrschende hohe Temperatur. Bei der Analyse der gewonnenen Meßdaten werden instationäre Vorgänge betrachtet, Größen zur Beschreibung der turbulenten Schmelzenströmung abgeleitet sowie der Energiebedarf des Ofens bestimmt.

Die experimentellen Untersuchungen werden durch numerische Berechnungen ergänzt, um einen erweiterten Einblick in die physikalischen Vorgänge im KIT zu erhalten. Dabei werden die prinzipiellen Zusammenhänge analysiert und Möglichkeiten zur Erhöhung der Überhitzung ausführlich diskutiert. Zur effektiven Planung und Auswertung der Versuche werden aufgrund der zahlreichen Einflußparameter auch statistische Methoden eingesetzt.

Bei der Analyse des Gießverfahrens stehen die Reproduzierbarkeit der chemischen Zusammensetzung des Abgusses und die Optimierung einzelner Prozeßschritte im Vordergrund. Den Abschluß bildet eine qualitative Beurteilung der Gußstücke.

Die in dieser Arbeit zusammengefaßten und analysierten Daten führen zu einem vertieften Verständnis der physikalischen Vorgänge im KIT. Sie liefern zudem wichtige Stützstellen für die Entwicklung und Verifikation mathematischer Modelle und tragen so zum gezielten Entwurf und effizienten Betrieb von Kaltwand-Induktions-Tiegelöfen bei. Die im Rahmen der Gießversuche durchgeführten Untersuchungen können für eine Optimierung der Prozeßführung bei der Ventilherstellung eingesetzt werden und dienen damit der sowohl technologisch als auch ökonomisch erfolgreichen Umsetzung des Gießverfahrens in der industriellen Praxis.

Abstract

The subject of this paper is the application of the induction furnace with cold crucible (IFCC) as a melting aggregate for γ -Titaniumaluminides (TiAl) applied to a casting technique for automotive valves. The study is centered on specific measures to increase the melt temperature in order to improve the quality of the castings. For this purpose, comprehensive experimental investigations of the electromagnetic, thermal and hydrodynamic behaviour of the IFCC are carried out.

Examining the electromagnetic behaviour of the IFCC, special attention is paid to the meniscus shape of the melt and the resulting non-linearity of the system as well as to the electrical efficiency of the furnace. For this, experimental investigations using TiAl-alloys, which are relevant in practice, are carried out. Aluminum serves as a model melt for the experimental determination of the thermal and the hydrodynamic field of the melt. Suitable measuring methods are selected, enlarged and realised, particularly with regard to the high melt temperature. The measured data is used to examine instationary processes, to derive quantities that describe the turbulent melt flow and to determine the energy demand of the furnace.

The experimental studies are complemented by numerical calculations in order to gain an expanded insight into the physical effects in the IFCC. Fundamental mechanisms are analysed and possibilities to increase the superheating are extensively discussed. Statistical methods are used for the effective planning and evaluation of the experiments in order to handle the numerous parameters.

The analysis of the casting technique is focused on the reproducibility of the chemical composition of the castings and the optimisation of individual process steps. Finally, a qualitative assessment of the castings is presented.

The analysed data summarised in this work leads to a consolidated understanding of the physical processes in the IFCC. Moreover, they represent important base points for the development and the verification of mathematical models and with this they contribute to the purposeful design and efficient operation of the IFCC. The results of the investigations made during the casts can be used to optimise the valve production and facilitate the successful technical as well as economical realisation of the process in industrial practice.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Problemstellung und Zielsetzung	4
3	Experimenteller Aufbau und mathematische Modellierung	10
3.1	Aufbau einer industrienahen Versuchsanlage	10
3.2	Verwendete Meßtechnik	12
3.2.1	Prozeßgrößen beim Schmelzen und Gießen	16
3.2.2	Elektrischer Wirkungsgrad des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens	19
3.2.3	Freie Oberfläche der Schmelze	20
3.2.4	Skull	21
3.2.5	Temperaturfeld der Schmelze	22
3.2.6	Strömungsfeld der Schmelze	28
3.3	Mathematische Modellierung	31
3.3.1	Elektromagnetisches Feld und freie Oberfläche	32
3.3.2	Strömungs- und Temperaturfeld der Schmelze	35
3.3.3	Skull	37
3.3.4	Kühlsystem des Tiegels	40
3.4	Methoden der statistischen Versuchsplanung	46
3.4.1	Versuchsplanung	50
3.4.2	Versuchsdurchführung	52
3.4.3	Auswertung von Versuchsplänen	52
4	Physikalische Vorgänge beim Schmelzen im KIT	57
4.1	Versuchsplanung	58
4.2	Elektromagnetisches Feld	60
4.2.1	Freie Oberfläche der Schmelze	60
4.2.2	Impedanz des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens	65
4.2.3	Elektrischer Wirkungsgrad des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens	67
4.3	Temperaturfeld der Schmelze	71
4.3.1	Qualitative Analyse	71
4.3.2	Pulsation der Temperatur	73
4.3.3	Einflußparameter	74
4.3.4	Bestimmung von Kenngrößen für die Turbulenz	77
4.3.5	Instationäre Vorgänge	81
4.4	Strömungsfeld der Schmelze	86
4.4.1	Qualitative Analyse	87
4.4.2	Einflußparameter	90

4.4.3	Analytische Bestimmung der antreibenden Kräfte	91
4.4.4	Instationäre Vorgänge und Schwingungsneigung	95
4.5	Skull	98
4.5.1	Qualitative Analyse	98
4.5.2	Einflußparameter	99
4.5.3	Unsymmetrische Skullbildung	102
4.6	Energiebedarf zum Schmelzen	103
4.7	Integrale Betrachtung und Parameteranalyse	106
4.8	Kühlsystem des Tiegels	110
4.8.1	Vergleich von Messung und Berechnung	111
4.8.2	Palisaden	113
4.8.3	Boden	116
4.8.4	Druckabfall	118
5	Analyse der Prozeßführung beim Gießverfahren	120
5.1	Einsatz von γ -TiAl als Ventilwerkstoff	120
5.2	Verfahren zum Gießen von Automobilventilen aus γ -TiAl	121
5.3	Optimierung der Prozeßschritte	124
5.3.1	Atmosphäre	124
5.3.2	Vorheizen der Kokille	125
5.3.3	Aufschmelzvorgang	126
5.3.4	Abguß	128
5.3.5	Abkühlen der Kokille	129
5.4	Prozeßenergie beim Gießverfahren	132
5.4.1	Versuchsanlage	132
5.4.2	Szenario für eine Industrieanlage	134
5.5	Beurteilung der Gußteile	135
5.5.1	Werkstoffeigenschaften	135
5.5.2	Motorische Tests	137
6	Schlußbetrachtung und Ausblick	139
6.1	Konstruktive Gestaltung und Betriebsparameter beim Schmelzen	139
6.2	Optimierung des Gießverfahrens	141
7	Zusammenfassung	142
	Literatur	144

Formelzeichen

Vektorielle Größen werden durch einen Pfeil \vec{A} gekennzeichnet. Der Betrag aller harmonischen Größen ist der Effektivwert. Komplexe Größen werden unterstrichen \underline{L} , konjugiert komplexe erhalten einen Stern \underline{L}^* . Dimensionslose Größen werden durch einen Hochstrich T' gekennzeichnet. Schwankungsgrößen erhalten eine Tilde \tilde{v} . Nach der Zeit abgeleitete Größen haben einen Punkt \dot{V} . Matrizen sind halbfett X , ihre Transponierte ist als X^T dargestellt.

Größe	Einheit	Bezeichnung
A	Vs/m	magnetisches Vektorpotential
A	m^2	Fläche
b	m	Schlitzbreite
B	Vs/m^2	magnetische Flußdichte (Induktion)
c_p	J/kgK	spezifische Wärmekapazität
C	1	Koeffizient
C_{th}	J/K	Wärmekapazität
d	m	Abstand
e	%	Bruchdehnung
E	V/m	elektrische Feldstärke
f	Hz	Frequenz
f	N/m^3	Volumenkraftdichte
F	A	Potentialfunktion des Strombelages
F	1	F -Wert, Güte des statistischen Modells
FO	1	Kennzahl freie Oberfläche
g	m/s^2	Erdbeschleunigung
Gr	1	<i>Grashof</i> -Zahl
H	J	Enthalpie
H_0		Nullhypothese
H_1		Alternativhypothese
h	m	Höhe
i	A/m	elektrischer Strombelag
i	1	Index
j	1	komplexe Einheit $j^2 = -1$
I	A	elektrischer Strom
j	1	Index
k	1	Index
k	Vs/m	Kalibrierfaktor
k	$1/\text{m}$	Wellenzahl

Größe	Einheit	Bezeichnung
k_V	1/s	Verstärkungsfaktor
k_{Kopp}	1	Kopplungsgrad
k_{po}	1	press-out-Faktor
K_{1c}	Pa $\sqrt{\text{m}}$	mechanischer Spannungsfaktor
L	H	Induktivität
m	kg	Masse
m	1	Anzahl
n	1	Anzahl
N	1	Anzahl
p	Pa	Druck
p	W/m ³	Volumenleistungsdichte
P	W	Leistung
Pe	1	<i>Péclet-Zahl</i>
Pr	1	<i>Prandtl-Zahl</i>
q	W/m ²	Wärmestromdichte
Q	1	Streuung
r	m	Radius
r	m	Koordinate
R	m	Radius
R	Ω	elektrischer Wirkwiderstand
R_{th}	K/W	thermischer Widerstand
R^2	1	Bestimmtheitsmaß
R_m	Pa	mechanische Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	Pa	mechanische Dehngrenze
Re	1	<i>Reynolds-Zahl</i>
s	m	Koordinate
S	A/m ²	elektrische Stromdichte
t	s	Zeit
t	1	<i>t</i> -Test, Güte des Regressionskoeffizienten
T	1	Überhitzungsmaß
U	V	elektrische Spannung
v	m/s	Geschwindigkeit
V	m ³	Volumen
w	m	Tiegelwanddicke
W	J	Energie
x	m	Koordinate

Größe	Einheit	Bezeichnung
x	1	Faktor, Einflußgröße, Parameter
X	Ω	elektrische Reaktanz
X	1	Planmatrix des Versuchsplans, Parametereinstellungen
y	m	Koordinate
y	1	Ausgangsgröße
z	m	Koordinate
Z	Ω	Impedanz
α	1	Irrtumswahrscheinlichkeit
α	$^\circ$	Winkel
α	W/m^2K	Wärmeübergangskoeffizient
β	$1/K$	thermischer Volumenausdehnungskoeffizient
γ	N/m	Oberflächenspannung
δ	m	elektromagnetische Eindringtiefe
ε	1	Emissionsgrad
ζ	m	Koordinate
η	Ns/m^2	dynamische Viskosität
η	%	elektrischer Wirkungsgrad
ϑ	$^\circ C$	Temperatur
$\Delta\vartheta$	K	Überhitzung
Θ	A	elektrische Durchflutung
J_0	1	<i>Bessel</i> -Funktion nullter Ordnung
κ	$1/\Omega m$	elektrische Leitfähigkeit
λ	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
μ_0	Vs/Am	magnetische Feldkonstante
μ_r	1	relative Permeabilität
ξ	m	Koordinate
ρ	kg/m^3	Dichte
σ	K	Pulsation der Temperatur
σ	N/m^2	Schubspannung
σ	1	Streuung
τ	m	Koordinate
τ	s	Zeitkonstante
φ	m^2/s	Potentialfunktion der Geschwindigkeit
Φ	W	Wärmestrom
ϕ	rad	azimutale Koordinate
ω	Hz	Kreisfrequenz

Indizes

1	-	Einlauf
2	-	Auslauf
ch	-	charakteristisch
Cu	-	Kupfer
E	-	Einsatz
eff	-	effektiv
el	-	elektrisch
EM	-	elektromagnetisch
fi	-	fiktiv
ges	-	Gesamt
I	-	Induktor
liq	-	flüssig
M	-	Messung
max	-	maximal
MF	-	Mittelfrequenz
min	-	minimal
mol	-	molekular
opt	-	optimal
OS	-	Oberflächenspannung
reg	-	Regression
res	-	Residuum
sol	-	fest
stat	-	stationär
SB	-	Skull, Boden
SW	-	Skull, Wand
T	-	Tiegel
t	-	turbulent
th	-	thermisch
V	-	Verlust
vgl	-	Vergleich

1 Einleitung

Die heutige Mobilitätsgesellschaft zeichnet sich durch einen stetig anwachsenden Individualverkehr aus. Trotz verschiedener alternativer Konzepte ist der Verbrennungsmotor derzeit und auch in naher Zukunft das wichtigste Antriebsaggregat im Automobil. Angesichts der immer knapper werdenden Energiereserven und des notwendigen Klimaschutzes ist der sparsame Einsatz fossiler Brennstoffe und die Verringerung von Schadstoffemissionen jedoch die Voraussetzung für eine langfristige Akzeptanz dieser Technik. Durch die zu erwartende Verschärfung der geltenden Normen für Schadstoff- und Geräuschemissionen von Automobilmotoren besteht Handlungsbedarf bei der Entwicklung neuer Technologien, die das Erreichen der gesteckten Ziele ermöglichen.

Eine wirkungsvolle Möglichkeit den Schadstoffausstoß des Motors zu senken, ist die stöchiometrische Verbrennung des Kraftstoffes [1]. Beim diesem idealen Verbrennungsprozeß entstehen als Reaktionsprodukte nur Wasser und Kohlendioxid, im Gegensatz zu den sonst zusätzlich freiwerdenden Gasen Sauerstoff und Kohlenmonoxid sowie den Kohlenwasserstoffen. Zu den durch den Verbrennungsprozeß am stärksten thermisch belasteten Bauteilen gehören die Auslaßventile des Motors. Konventionelle Stahlventile sind bei den entstehenden Verbrennungstemperaturen von über 900 °C den Anforderungen an den Werkstoff nicht mehr gewachsen. Innovative Motorenkonzepte, bei denen die Nockenwelle durch einen elektromagnetischen oder elektrohydraulischen Ventiltrieb ersetzt werden könnte, scheitern zudem am hohen Gewicht der Ventile und der damit notwendigen Kraft der Ventildfeder. Bei einer konsequenten Umsetzung dieser Technik würden sich im Automobilbau aber völlig neue Steuerungs- und Regelungsmethoden für den Verbrennungsmotor eröffnen, die einen entscheidenden Schritt bei der Reduzierung des Kraftstoffverbrauches und Schadstoffausstoßes moderner Antriebe erwarten lassen. Die Absenkung der Federkraft und die Verminderung der oszillierenden Massen geht darüber hinaus mit einer Senkung der Geräuschemission des Motors sowie einer verbesserten Ventiltriebsdynamik einher. Dies führt zu einer höheren Grenzdrehzahl des Motors, einem größerem Drehmoment und erhöhter Leistung. Ziel ist also die Entwicklung von Ventilen mit geringem Gewicht und hoher Temperaturfestigkeit.

Vor diesem Hintergrund gewinnen leichte Hochtemperaturwerkstoffe eine große Bedeutung. Die in kleinen Stückzahlen technisch ausgereiften Keramikventile auf der Basis von Siliziumnitrid konnten sich bisher auf dem Markt nicht durchsetzen, da noch Zweifel bezüglich ihrer verlässlichen Produktion in Serie, der Qualitätssicherung und der zu erwartenden Kosten bestehen [2, 3, 4].

Eine Alternative zur Keramik ist der Einsatz von Titanaluminium- (TiAl-) Legierungen. Der innovative Werkstoff hat sich bereits in der Luft- und Raumfahrtindustrie, Wehrtechnik, Chemieindustrie, Medizintechnik und Off-Shore-Technik aufgrund seiner hohen Korrosionsbeständigkeit, geringen Dichte, hohen mechanischen Festigkeit, und guten Bioverträglichkeit bewährt [5, 6, 7, 8, 9, 10]. Selbst in exotischen Bereichen, wie der Sportartikelindustrie, hat das Material durch seine

Verwendung als Golfschläger bereits Einzug erhalten. Im Jahr 1996 betrug der Marktanteil von Golfschlägern 25 % aller aus den USA exportierten Titanprodukte [11]. Zusätzlich zu den oben genannten Materialeigenschaften der klassischen Titanlegierungen weist die intermetallische Verbindung in der γ -Phase des TiAl eine hervorragende Temperaturbeständigkeit auf, so daß sie sich bei Hochtemperaturanwendungen, wie der Luft- und Raumfahrtindustrie, in denen kein großer Preisdruck herrscht, bereits durchgesetzt hat [12, 6]. Im Gegensatz zur Keramik weist das γ -TiAl eine gewisse Restduktilität auf, so daß sein Einsatz im Motor als Ventilwerkstoff erfolgversprechend erscheint [13, 14, 15].

Der Einsatz von TiAl in Massenmärkten, wie der Automobilindustrie, in denen dem Preis traditionell eine große Bedeutung beigemessen wird, scheitert derzeit an den zu hohen Herstellungskosten. Für den Durchbruch in der großtechnischen Produktion bedarf es eines kostengünstigen Herstellungsverfahrens, das sowohl den hohen technologischen als auch ökonomischen Anforderungen gerecht wird. Das für die Herstellung herkömmlicher Stahlventile verwendete Warmumformen eignet sich aufgrund der schlechten Verformbarkeit des TiAl nicht [13]. Eine pulvermetallurgische Herstellungsvariante ist aufgrund ihrer hohen Kosten nur für die Herstellung von Probeteilen in kleiner Anzahl einsetzbar [16]. Für eine kostengünstige Produktion bietet sich das Gießen der Ventile an [14, 13, 17, 15, 18].

Neben den im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Automobilventilen gibt es eine Vielzahl anderer Bauteile, die ähnlichen Anforderungen genügen müssen. Daher eröffnen sich bei einer Übertragung des Herstellungsverfahrens auf andere Produkte weitere Vermarktungschancen. Allein im Automobilbau ist im Zuge der Weiterentwicklung von Motoren beispielsweise auch der Einsatz von temperaturbeständigen Leichtbauwerkstoffen für Pleuel, Kolbenbolzen und Turboladerräder denkbar [19, 20, 4, 21]. Eine preiswerte Herstellungsmethode, die die Produktion qualitativ hochwertiger Bauteile auf der Basis von TiAl erlaubt, ist daher der Schlüssel für den Einsatz dieses modernen Werkstoffes in Massenmärkten.

Bei der Umsetzung innovativer Technologien für die Herstellung neuer Materialien können Elektrowärmeverfahren gewinnbringend eingesetzt werden. Ein wichtiger Verfahrensschritt während des Herstellungsprozesses ist das Schmelzen und Überhitzen des TiAl für den anschließenden Abguß. Als Schmelzaggregat für hochschmelzende, in der flüssigen Phase chemisch aggressive Werkstoffe dieser Art bietet sich ein wassergekühlter metallischer Tiegel an. Der kalte Tiegel garantiert eine hochreine Schmelze, da diese bei Kontakt mit der Tiegelfwand und dem -boden sofort erstarrt und so in einer Schale aus arteigenem Material geschmolzen wird. Durch diesen sogenannten Skull wird eine Verunreinigung der Schmelze mit Tiegelmateriale unterbunden. Ein Aggregat, bei dem dieses Verfahren angewendet wird, ist der Kaltwand-Induktions-Tiegelofen (KIT). Die durch den induktiven Energieeintrag entstehenden elektromagnetischen Kräfte führen dabei zu einer intensiven Schmelzenströmung im Ofen. Diese sorgt ihrerseits für eine gute Homogenisierung

der Schmelze und ermöglicht so den Aufbau der Legierung mit dem Aufschmelzen der Charge, dem Legieren und dem Überhitzen direkt im Ofen. Auch die Verwendung eines hohen Schrotanteils ist im KIT im Gegensatz zu anderen Verfahren sehr gut möglich. Der Verzicht auf die kostenintensive Vorlegierung, die bei Konkurrenzverfahren oft notwendig ist, wirkt sich positiv auf die ökonomische Bewertung aus.

Das Schmelzen im KIT ist aber durch ein sehr komplexes Zusammenspiel elektromagnetischer, hydrodynamischer und thermischer Effekte gekennzeichnet. Aufgrund der Komplexität des Systems sind noch nicht alle einflußnehmenden Parameter bezüglich ihrer Eignung zur Optimierung des Schmelzverhaltens ausreichend untersucht worden. Insbesondere die meßtechnische Analyse dieses Ofentyps bedarf einer Weiterführung der bisher durchgeführten Untersuchungen.

Die vorliegende Arbeit betrachtet zum einen den Schmelzprozeß im KIT mit den auftretenden physikalischen Effekten und Parameterabhängigkeiten. Im Vordergrund stehen dabei die meßtechnische Untersuchung der thermischen und hydrodynamischen Vorgänge in der Schmelze sowie die Analyse der Skullbildung, instationärer Vorgänge und des Energiebedarfs. Darauf aufbauend wird der Gießprozeß von TiAl-Ventilen für Automobile in seinen einzelnen Arbeitsschritten beschrieben und analysiert. Die Arbeit schließt mit einer Beurteilung der gegossenen Bauteile anhand von Materialuntersuchungen und eines motorischen Tests der endbearbeiteten Ventile.

Diese Arbeit entstand im Rahmen des vom Bundesministerium für Forschung und Technologie finanziell geförderten Forschungsvorhabens „*Permanentkokillengußprozeß für TiAl-Ventile*“ (Förderkennzeichen: 03N3016). Im Zuge dieses Verbundprojektes wurde am Institut für Elektrowärme der Universität Hannover das Teilprojekt „*Schaffung der theoretischen Grundlagen für die industrielle Nutzung der KIT-Technologie*“ (Förderkennzeichen: 03N3016F) bearbeitet. Projektpartner: ALD Vacuum Technologies AG (Federführer), ACCESS e. V., Bayerische Motoren Werke AG, Max-Planck-Institut für Eisenforschung GmbH, Titan-Aluminium-Feinguß GmbH, TRW Deutschland GmbH, W. C. Heraeus GmbH

2 Problemstellung und Zielsetzung

Herkömmliche Stahlventile sind den Anforderungen, die für die Verwendung in zukünftigen Motoren an die Ventile gestellt werden, nicht mehr gewachsen [22]. Die immer dringendere Forderung nach verbrauchsärmeren hochleistungsfähigen Verbrennungsmotoren im Automobil macht u. a. eine komplette Überarbeitung des Ventiltriebs notwendig. Hinsichtlich des Gewichts und der Verbrennungstemperaturen stoßen die gegenwärtig verwendeten Werkstoffe an ihre Grenzen (Bild 2.1). Insbesondere der Verschleiß- und der Korrosionswiderstand bedürfen dabei einer wesentlichen Verbesserung. Für den Dauereinsatz im Motor ist auch die Warmschlagfestigkeit und die Gefügestabilität von großer Bedeutung.

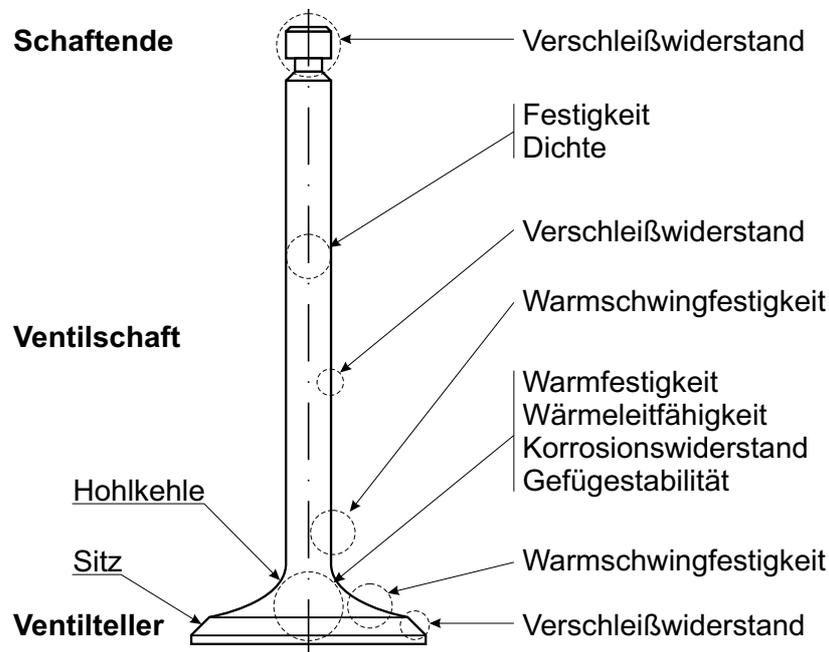


Abbildung 2.1: Anforderungen an Ventile für Verbrennungsmotoren [22, 23]

Um der Forderung nach gesteigerten Drehzahlen und höheren Verbrennungstemperaturen im Motor zur Minderung von Schadstoff- und Geräuschemissionen Rechnung zu tragen, muß für das Ventil ein neuer Werkstoff zum Einsatz kommen. Neben den obigen Anforderungen technologischer Art ist die Herstellung zu Preisen notwendig, die vom Markt akzeptiert werden. Die bereits in der Luft- und Raumfahrt erfolgreich eingesetzten intermetallischen Verbindungen der γ -Titanaluminide zeichnen sich auch bei hohen Temperaturen durch eine hervorragende Beständigkeit gegenüber Oxidation und Korrosion bei einer relativ geringen Dichte von $3,8 \text{ g/cm}^3$ aus. Sie verbinden damit die Vorteile geringer Dichte und hoher Warmfestigkeit, die auch extrem spröde keramische Werkstoffe aufweisen, mit einer höheren Duktilität, die eine plastische Verformung des Werkstoffes erlaubt. Die hieraus resultierende erheblich bessere Fehlertoleranz ist für den Betrieb entscheidend. Ein für TiAl-Ventile zu entwickelndes Herstellungsverfahren muß dabei sowohl technologischen

als auch ökonomischen Aspekten genügen.

Zur Lösung dieser anspruchsvollen Aufgabe bietet sich ein Verfahren an, das auf einem Kaltwand-Induktions-Tiegelofens (KIT) als Schmelzaggregat und einer metallischen Schleudergußkokille als Gußform basiert [24]. Der Prozeß zeichnet sich dadurch aus, daß die einzelnen Arbeitsschritte Schmelzen, Legieren, Überhitzen, Gießen und Erstarren in einem Prozeß integriert sind. Durch die minimierte Anzahl von Arbeitsgängen und durch die reduzierte Zykluszeit sind deutliche Kosteneinsparungen zu erwarten. Das Konzept weist das Potential für eine erfolgreiche Umsetzung für größere Stückzahlen auf. Um eine spätere Serienfertigung zu realisieren, muß das Anlagenkonzept zunächst an einer Versuchsanlage getestet werden. An der aufzubauenden Anlage sind zu Testzwecken einzelne Probeabgüsse mit unterschiedlichen Betriebsparametern durchzuführen und die Eignung des Verfahrens für eine großtechnische Umsetzung bezüglich der zuvor definierten Kriterien zu prüfen. Die gegossenen Bauteile müssen die für einen Einsatz im Serienmotor strengen Anforderungen mit ausreichender Reproduzierbarkeit erfüllen. Um zusätzlich zur technologischen auch die wirtschaftliche Machbarkeit des Verfahrens prüfen zu können, bedarf es zudem einer detaillierten Analyse des Gießprozesses in der Versuchsanlage bezüglich der erreichbaren Zykluszeit, des Energiebedarfs sowie der Eignung unterschiedlicher Einsatzmaterialien.

Zum Schmelzen, Legieren und Überhitzen des im flüssigen Zustand chemisch hochaggressiven TiAl wird ein Kaltwand-Induktions-Tiegelofen eingesetzt. Sein Prinzip beruht auf einem wassergekühlten metallischen Tiegel, der dafür sorgt, daß die Schmelze bei Kontakt mit dem Tiegel sofort erstarrt und eine feste Schicht bildet (Bild 2.2). Dieser sogenannte Skull verhindert das beim Erschmelzen von Hochleistungswerkstoffen unerwünschte Einmischen von Tiegelmateriale in die Schmelze, wie es von keramischen Tiegeln bekannt ist, und erlaubt so einen hochreinen Schmelzprozeß. Das Einbringen der zum Schmelzen notwendigen Energie in die Charge erfolgt über ein elektromagnetisches (EM-) Feld, das durch den im Induktor fließenden Strom verursacht wird. Damit das EM-Feld in den Kupfertiegel eindringen kann, ist die Tiegelfwand geschlitzt ausgeführt und aus einzelnen gegeneinander elektrisch isolierten Palisaden zusammengesetzt. Die in der Charge fließenden Wirbelströme erwärmen und schmelzen schließlich das Material. Die verwendeten hohen Frequenzen führen zu einem ausgeprägten Skineneffekt, so daß nur auf den Oberflächen der elektrisch leitenden Systemelemente ein Strombelag vorhanden ist. Zusätzlich zum Energieeintrag sorgt das EM-Feld auch für EM-Kräfte, die auf die Schmelze wirken und eine ausgeprägte freie Schmelzenoberfläche sowie den Antrieb der Schmelzenströmung bewirken. Im Extremfall löst sich bei großem Leistungseintrag die Schmelze komplett von der Tiegelfwand und hat nur noch über den Boden Kontakt zum Tiegel. Durch die speziellen Gegebenheiten im KIT, die sich durch den wassergekühlten geschlitzten Kupfertiegel ergeben, ist die theoretische Durchdringung der physikalischen Vorgänge jedoch komplizierter als beim herkömmlichen Induktionstiegelofen (ITO).

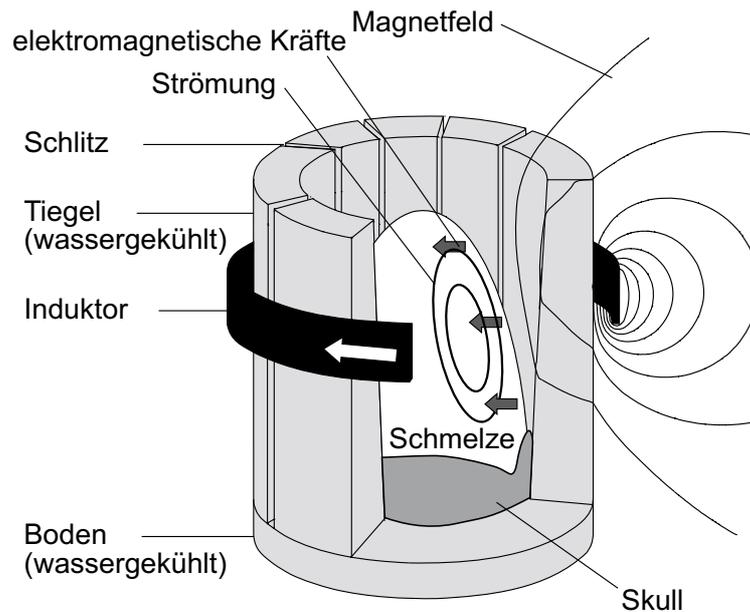


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung eines Kaltwand-Induktions-Tiegelofens (KIT) mit ausgeprägter Badkuppe

Die geschlitzte Tiegelwand, die Existenz der festen Phase der Charge im Tiegel und die stark ausgeprägte Badkuppe führen zu gekoppelten Feldproblemen und entsprechend komplizierten Zusammenhängen (Bild 2.3). Das elektromagnetische Feld, die Quelle aller auftretenden Effekte, hat aufgrund der geschlitzten elektrisch leitfähigen Tiegelwand eine dreidimensionale Struktur. Zudem führt die stark ausgeprägte Badkuppe zu einem nichtlinearen Verhalten des EM-Feldes, da eine Änderung des Induktorstromes mit einer Änderung der Geometrie der Anordnung einhergeht. Damit sind die elektromagnetischen Feldgrößen nicht in allen Punkten direkt proportional zum Induktorstrom und die Impedanz des resultierenden Zweipols ist abhängig von der eingepprägten Leistung. Allein diese Abhängigkeit führt zu komplizierten Kopplungen, da die Schmelzenkontur eine wesentliche Eingangsgröße für alle anderen Feldprobleme ist.

Die vom Magnetfeld herrührenden EM-Kräfte treiben eine zirkulierende Strömung in der Schmelze. In Verbindung mit den aus den Wirbelströmen resultierenden Wärmequellen führt diese zu einem Temperaturfeld in der Schmelze. Die Phasengrenze, die ohnehin stark mit der Temperaturverteilung gekoppelt ist, beeinflusst durch die temperaturabhängigen Materialeigenschaften der Charge wiederum das Magnetfeld. Sowohl der Skull als auch die Badkuppenform ändern die Kontur des Schmelzengebietes und wirken damit entscheidend auf die entsprechenden Feldgrößen ein. Die hier nur kurz geschilderten Abhängigkeiten zeigen, daß eine Vielzahl von Parameteruntersuchungen notwendig ist, um den KIT umfassend zu beschreiben.

Wichtige Zusammenhänge der physikalischen Vorgänge sind bereits erforscht und bekannt [25,26, 27,28]. Dazu gehören Untersuchungen bezüglich des EM-Feldes, wie beispielsweise die elektromagnetische Durchlässigkeit des Tiegels, die prinzipielle Form der Badkuppe und Parameterein-

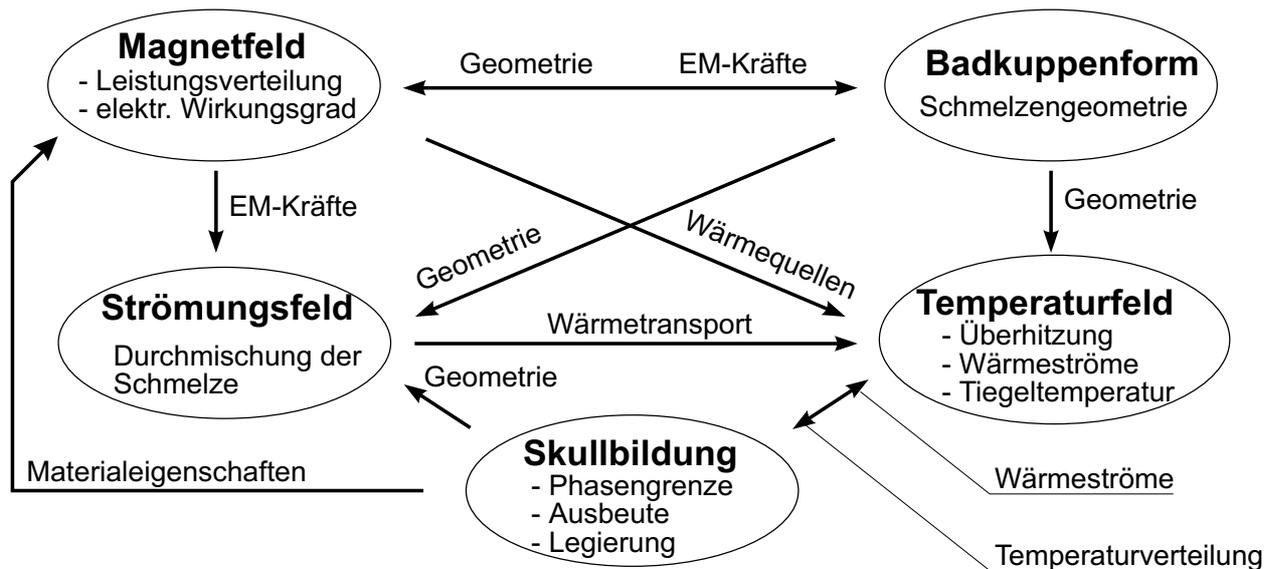


Abbildung 2.3: Physikalische Zusammenhänge im KIT

flüsse ohne Berücksichtigung der freien Oberfläche sowie das stationäre Verhalten des Ofens beim Schmelzen von Aluminium. Auch grundlegende Aussagen zum thermischen Verhalten des Ofens liegen vor.

Eine geschlossene Betrachtung bezüglich einer gezielten Auslegung des KITs für eine definierte Schmelzaufgabe ist derzeit jedoch nicht verfügbar. Dazu fehlt neben der detaillierten Untersuchung von Parametereinflüssen mit der Berücksichtigung der freien Oberfläche auch eine exakte Beschreibung der hydrodynamischen (HD-) und thermischen (T-) Vorgänge. Insbesondere die Schmelzentemperatur ist aber für einen erfolgreichen Abguß und schließlich für die Qualität der Gußteile von entscheidender Bedeutung. Um eine gezielte Optimierung des KITs durchführen zu können, bedarf es der Entwicklung verlässlicher numerischer Modelle und zahlreicher Parameterstudien zur Formulierung gesicherter Aussagen. Sowohl für die Verifikation der Modelle als auch zum allgemeinen Verständnis der im KIT ablaufenden physikalischen Vorgänge ist dabei die Messung der relevanten Feldgrößen zwingend erforderlich.

Das derzeit vorliegende Datenmaterial bezüglich des EM-Feldes kann bei der Analyse der Badkuppengeometrie und den Einflußmöglichkeiten durch eine Änderung der Betriebsfrequenz erweitert werden, um weitere Optimierungspotentiale aufzuzeigen. Im Gegensatz zum ITO sind für den KIT bisher weder zum Strömungs- noch zum Temperaturfeld Meßdaten aus der Literatur bekannt. Da aber durch die ausgeprägte Badkuppe, die hohen Frequenzen und den Skull durchaus andere Zusammenhänge zu erwarten sind, besteht insbesondere bei dieser Thematik Bedarf an experimentellen Untersuchungen. Ein wichtiges Ziel ist dabei die Bereitstellung von Daten zur Entwicklung und Verifikation mathematischer Modelle.

Neben der Überhitzung der Schmelze hat die chemische Zusammensetzung der Legierung einen wesentlichen Einfluß auf die Qualität der gegossenen Bauteile. Diese hängt maßgeblich von der Skullbildung im Tiegel ab. Zur Untersuchung von Einflußparametern ist ein effizientes mathematisches Modell zur Berechnung der Phasengrenze zu entwerfen und mit Messungen zu verifizieren. Hierfür ist auch der reproduzierbare Legierungsaufbau im Experiment unter praxisnahen Bedingungen mit TiAl als Charge zu betrachten, um Aussagen zur Qualitätssicherung bezüglich der chemischen Zusammensetzung des Abgusses treffen zu können.

Für einen wirtschaftlichen und effizienten Betrieb des Ofens bedarf es aufbauend auf den vorliegenden Untersuchungen der Wärmeströme im System einer Betrachtung des Energiebedarfs zum Schmelzen und Gießen. Hieraus sollen Hinweise für den Betrieb eines KITs abgeleitet werden, die eine Minimierung der notwendigen Energie erlauben. Für einen sicheren Betrieb des Tiegels ist die Kenntnis der im Kupfer auftretenden Temperaturen von maßgeblicher Bedeutung. Zur Analyse und Optimierung des Kühlsystems liegen bisher keine Untersuchungsergebnisse vor. Auf der Basis eines zu entwickelnden mathematischen Modells des Kühlsystems ist die Temperaturverteilung im Kupfer zu analysieren und sind Optimierungshinweise zu erarbeiten.

Bei den bisherigen Untersuchungen zeigte sich, daß eine Vielzahl von Parametern die physikalischen Vorgänge im KIT beeinflusst. Dabei treten gegenseitige Beeinflussungen der unterschiedlichen Eingangsgrößen auf. Folglich läßt sich eine systematische Analyse nicht für jeden Parameter getrennt, unabhängig von der Einstellung anderer Parameter, durchführen. Eine Berücksichtigung aller Parameterkombinationen läßt sich aufgrund der Fülle der durchzuführenden Studien und des daraus resultierenden Zeitaufwands, gerade bei meßtechnischen Untersuchungen, nicht durchführen. Vor diesem Hintergrund soll die statistische Versuchsplanung (SVP) bei der Analyse der Einflußgrößen verwendet werden, um trotz der zahlreichen Parameter die auftretenden Wechselwirkungen mit zu berücksichtigen. Dabei wird eine Reduzierung der Versuchsanzahl durch eine spezielle Form der Parameterkombinationen erreicht.

Aus der beschriebenen Problemstellung lassen sich für diese Arbeit die nachfolgenden Teilziele ableiten:

- Aufbau einer industrienahen KIT-Anlage zum Schmelzen und Gießen von TiAl-Ventilen für Automobilanwendungen
- Entwurf und Aufbau einer Meßwerterfassung für alle betriebsrelevanten Größen beim Schmelzen und Gießen, Entwicklung und Umsetzung notwendiger Meßmethoden
- Messung von Temperatur- und Strömungsfeld in der Schmelze
- Analyse instationärer Vorgänge
- Entwicklung eines mathematischen Modells zur Berechnung der Phasengrenze
- umfassende Parameterstudien zur Analyse von Einflußparametern (z. B. Frequenz, Geome-

trie, Schmelzenmasse usw.) unter Zuhilfenahme statistischer Versuchsplanungsmethoden

- Schaffung einer soliden Datenbasis zur Entwicklung und Verifikation numerischer Modelle für EM-, HD- und T-Feld, Vergleich mit Berechnungen
- Analyse und Optimierung des Kühlsystems des Tiegels
- Legierungsaufbau beim Schmelzen von TiAl
- Analyse der Prozeßführung
- Bestimmung des Energiebedarfs des Schmelz- und Gießprozesses

Zunächst erfolgt eine detaillierte Analyse der physikalischen Vorgänge im KIT. Auf diese Ergebnisse aufbauend werden einige Teilaspekte des Verfahrens zum Gießen von TiAl-Ventilen für Automobile näher betrachtet und abschließend die gegossenen Bauteile beurteilt.

3 Experimenteller Aufbau und mathematische Modellierung

Eine Voraussetzung für die Analyse des Gießens hochreaktiver Werkstoffe mit dem Kaltwand-Induktions-Tiegelofen ist eine genaue Kenntnis aller auftretenden physikalischen Phänomene. Beim Schmelzen im Ofen treten gekoppelte elektromagnetische, thermische und hydrodynamische Effekte auf, die nach einer detaillierten Untersuchung verlangen.

In diesem Kapitel wird zunächst auf den experimentellen Hintergrund eingegangen. Nach einer Beschreibung der genutzten Schmelz- und Gießanlage folgt eine ausführliche Darstellung der verwendeten Meßtechnik. Zudem werden mathematische Modelle vorgestellt, die weitergehende Analysemöglichkeiten zur Beschreibung des KITs als Ergänzung zur Messung bieten. Zum Abschluß wird die Vorgehensweise bei der statistischen Versuchplanung, die im Rahmen der Untersuchungen angewendet wurde, beschrieben.

3.1 Aufbau einer industrienahen Versuchsanlage

Zur Analyse des Gießverfahrens wurde am Institut für Elektrowärme (EWH) eine Anlage der Firma ALD VACUUM TECHNOLOGIES GMBH (ALD) installiert (Bilder 3.1 u. 3.2) [29]. Sie dient zum Schmelzen und Gießen hochreaktiver Werkstoffe und wurde für das Gießen von TiAl-Ventilen für Automotoren konzipiert.

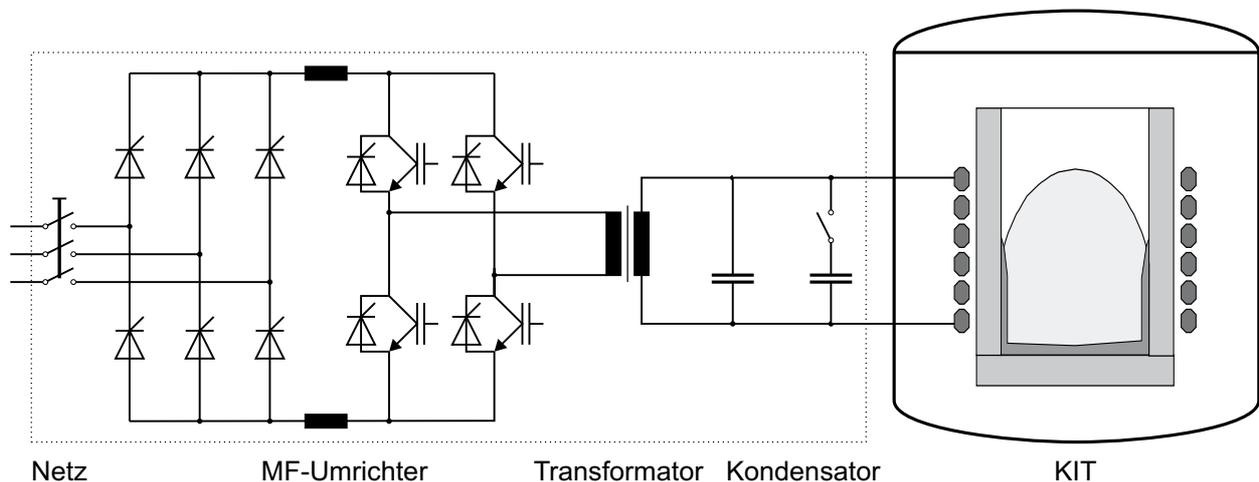


Abbildung 3.1: Schematischer Aufbau der KIT-Anlage

Für das Schmelzen der Charge wird ein Kaltwand-Induktions-Tiegelofen mit einem Nennfassungsvermögen von zwei Litern verwendet (Bild 3.3). Für die eingesetzten Schmelzenmassen sind zusätzlich die Füllstände skizziert. Da diese Größe einen wesentlichen Einflußparameter darstellt, werden auch Einsatzmassen betrachtet, die vom Nennfüllstand abweichen. Die elektrische Energieversorgung erfolgt durch einen Mittelfrequenz (MF-) Umrichter mit einer Nennleistung von

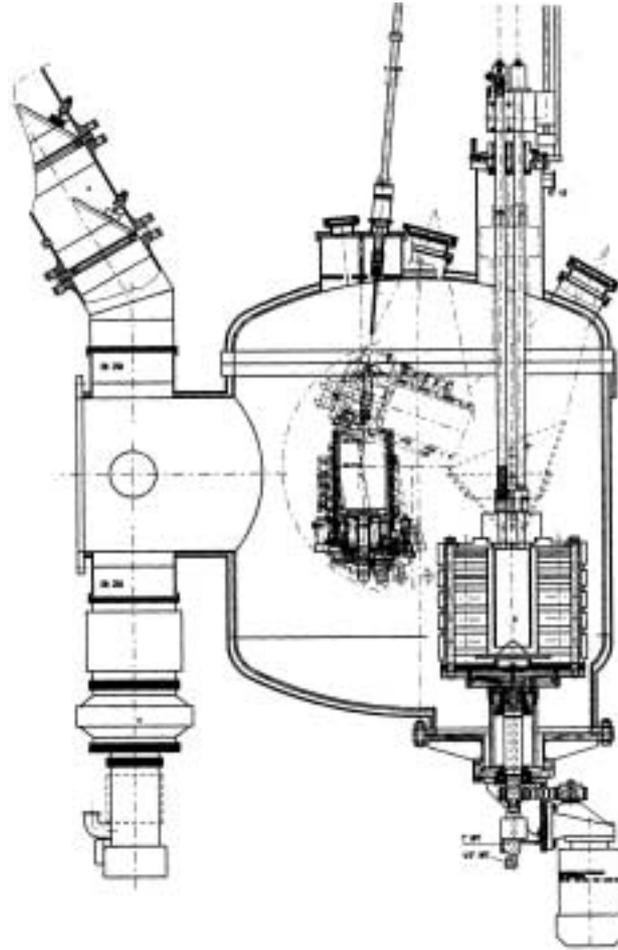


Abbildung 3.2: Vakuumkessel der Schmelz- und Gießanlage für TiAl-Ventile mit kippbarem KIT (Mitte) und Schleudergußkokille mit Antrieb (unten rechts) [30]

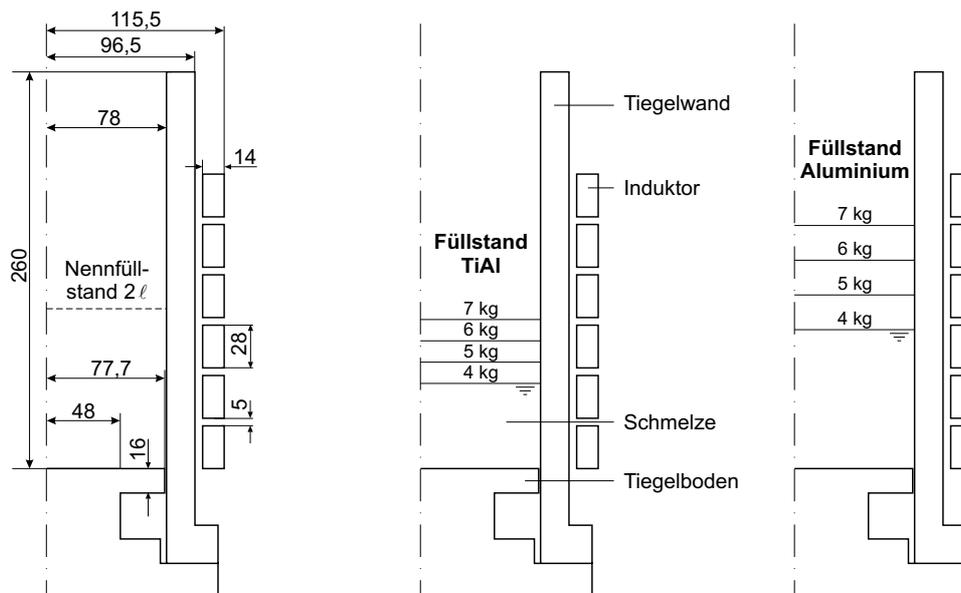


Abbildung 3.3: Aufbau des verwendeten KITs (Maße in mm) mit markierten Füllständen

300 kW [31]. Der statische Umrichter zeichnet sich durch einen hohen Wirkungsgrad und sofortige Betriebsbereitschaft aus. Bei diesem lastgeführten Parallelschwingkreisumrichter erfolgt zunächst die Gleichrichtung des netzfrequenten Stromes mit Hilfe von Thyristoren (Bild 3.1). Die Leistungssteuerung erfolgt über den Gleichrichterteil des Umrichters. Eine Glättungsdrossel im Gleichstromzwischenkreis dient als Energiepuffer. Die Umwandlung von Gleich- in MF-Wechselstrom wird mit IGBTs¹ vorgenommen. Die Frequenz wird vom Umrichter im Bereich 6–12 kHz so geregelt, daß die Last immer mit optimalem Leistungsfaktor $\cos \varphi$ gefahren wird.

Das Verfahren zum Gießen von TiAl-Ventilen basiert auf dem KIT als Schmelzaggregat und einer vorheizbaren Schleudergußkokille als Form. Ofen und Kokille sind in einem Vakuumkessel installiert, so daß Schmelzversuche in einem weiten Druckbereich und in unterschiedlichen Atmosphären möglich sind (Bild 3.2). So erfolgen alle zur Herstellung der Ventile notwendigen Schritte, wie Aufschmelzen, Legieren, Vorheizen, Gießen und Erstarren unter definierter Atmosphäre in einem Prozeß. Eine detaillierte Beschreibung des Gießverfahrens für TiAl-Ventile findet sich im Abschnitt 5.2. Sowohl Tiegel und Induktor als auch die Anlagenperipherie, wie Heizer, Kessel usw., sind wassergekühlt.

3.2 Verwendete Meßtechnik

Zur Beschreibung des physikalischen Verhaltens des KITs muß eine Vielzahl von Experimenten durchgeführt werden. Der Schlüssel für eine exakte Analyse des Gießverfahrens und des Ofens ist eine zuverlässige Erfassung aller betriebsrelevanten Meßgrößen. Da während der Experimente zahlreiche Daten aufzunehmen sind, sollte die Datenerfassung soweit wie möglich automatisiert werden, um auf ein umständliches und fehleranfälliges Mitschreiben der Werte von Hand verzichten zu können.

Bei der Meßwerterfassung werden zwei Aufgaben unterschieden. Zum einen sollen die Betriebsgrößen der Anlage, inklusive der zum Schmelz- und Gießprozeß notwendigen Peripherie, aufgenommen werden. Auf die Erfassung dieser Daten wird im Abschnitt 3.2.1 näher eingegangen. Dabei müssen die notwendigen Meßsysteme zudem so aufgebaut werden, daß auch die Erfassung transienter Vorgänge ermöglicht wird. Zum anderen wird der KIT selbst meßtechnisch untersucht. Untersuchungsgegenstand sind dabei

- die integralen elektrischen Größen,
- die Badkuppengeometrie,
- die Skullgeometrie,
- die Leistungsaufteilung,

¹ Insulated-Gate-Bipolar-Transistor

- der Energiebedarf,
- die zeitliche Temperaturänderung in der Schmelze,
- die Temperaturverteilung in der Schmelze,
- das Strömungsfeld in der Schmelze,
- sowie transiente Vorgänge im Betrieb.

Dazu wurden neben den standardmäßig an der Gießanlage installierten Meßgeräten weitere Meßverfahren benötigt. Die zusätzlich verwendeten Methoden zur Bestimmung des elektrischen Wirkungsgrades, der freien Oberfläche, der Skullgeometrie sowie des Temperatur- und Strömungsfeldes werden später ausführlich erläutert.

Als Werkstoff für die zu gießenden Ventile kommt TiAl zum Einsatz. Bei der Untersuchung der physikalischen Eigenschaften des Ofens müssen einige Messungen durchgeführt werden, bei denen die Verwendung dieses hochschmelzenden Materials unlösbare meßtechnische Probleme hervorruft. Das Schmelzen von TiAl ist aufgrund der chemischen Aggressivität des Materials und dessen Neigung zur Oxidation nur unter Vakuum bzw. Schutzgas im geschlossenen Kessel möglich. Dadurch ist der Zugang zur Schmelze stark eingeschränkt, so daß auch aus diesen Gründen für einige Messungen eine Modellschmelze verwendet wurde.

Tabelle 3.1: Materialdaten von Aluminium und TiAl [32, 33]

			Al	TiAl
Wärmeleitfähigkeit (fest)	λ_{sol}	W/mK	235	130
Wärmeleitfähigkeit (flüssig)	λ_{liq}	W/mK	120	70,0
spez. Wärmekapazität	c_p	J/kgK	1133	1000
Schmelztemperatur	ϑ_0	°C	660	1500
Schmelzenthalpie	$H_{\text{sol/liq}}$	kJ/kg	396	400
Oberflächenspannung	σ	N/m	0,9	1,0
Dichte	ρ	10^3 kg/m^3	2,30	3,75
dynamische Viskosität	η	10^{-3} Ns/m^2	1,29	1,10
thermischer Ausdehnungskoeffizient	β	$10^{-6} \cdot 1/\text{K}$	116	100
elektrische Leitfähigkeit	κ	$10^6 \text{ 1}/\Omega\text{m}$	3,6	1,0
EM-Eindringtiefe bei 10 kHz	δ	mm	2,7	5,0

Die sonst häufig genutzte eutektische Legierung Woodmetall, für die am EWH umfangreiche Erfahrungswerte vorliegen [34], weist eine extrem hohe Dichte auf, die den Vergleich mit TiAl erschwert. Insbesondere die für den KIT charakteristische Badkuppe bildet sich aufgrund der hohen Dichte praktisch nicht aus. Bei Testschmelzen wurde bereits bei kleinen Leistungen ohne ausgebildete Badkuppe eine kritische Temperatur von etwa 180 °C erreicht. Durch die Toxizität der freier-

denden Gase ist ein solcher Betriebszustand zu vermeiden. Zudem zeichnet sich Woodmetall durch seine hohe Kriechfähigkeit aus. Dabei besteht die Gefahr, daß das Material nach Beendigung des Versuches in den Schlitz des Tiegels verbleibt. Die Reinheit der nachfolgenden TiAl-Schmelzen kann daher nicht gewährleistet werden. Aus den genannten Gründen scheidet Woodmetall demnach als Modellschmelze aus. Auch alle anderen bekannten niedrigschmelzenden Werkstoffe, wie beispielsweise die oft als Modellschmelze verwendete Legierung Indium-Gallium-Zinn, die bereits bei Raumtemperatur flüssig ist, weisen extrem hohe Dichten auf. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf TiAl ist daher fraglich.

Die Wahl für die Modellschmelze fiel hier somit auf Aluminium (Al), welches sehr ähnliche Materialeigenschaften aufweist wie TiAl. Insbesondere bei der die Badkuppe maßgeblich beeinflussenden Dichte ρ liegen die Stoffdaten nahe beieinander (Tabelle 3.1). So ist mit Aluminium ein ähnliches Schmelzverhalten wie bei TiAl bei noch handhabbaren Temperaturen der Schmelze im Bereich von 700 °C im Experiment zu erreichen.

Für die Übertragbarkeit des physikalischen Verhaltens des KITs beim Schmelzen zweier unterschiedlicher Fluide ist die Übereinstimmung geeigneter Ähnlichkeitskennzahlen maßgebend. Im KIT müssen das EM-Feld inklusive der Badkuppenform der Schmelze sowie die Strömungsverhältnisse und die Wärmeübertragungsmechanismen innerhalb der Schmelze vergleichbar sein. Dazu werden im folgenden die verwendeten dimensionslosen Kennzahlen mit den charakteristischen Betriebsgrößen, die aus der Tiegelgeometrie bzw. aus Meß- und Berechnungsergebnissen resultieren, erläutert und diskutiert. Mittels der beschreibenden Kennzahlen werden das EM- und das HD/T-Feld charakterisiert. Die dazu benötigten Stoffdaten sind Tabelle 3.1 zu entnehmen.

Für die elektromagnetische Ähnlichkeit ist zunächst die normierte Kreisfrequenz ω' entscheidend, die über

$$\omega' = 2\pi f \mu \kappa L_{\text{ch}}^2 \quad (3.1)$$

die Verteilung des EM-Feldes charakterisiert. Dabei wird für die charakteristische Länge L_{ch} ein üblicher Tiegelradius von $r = 0,08\text{m}$ und als Frequenz die Nennfrequenz des MF-Umrichters $f = 10\text{kHz}$ verwendet. Für eine normierte Kreisfrequenz $\omega' \gg 1$, wie sie im Fall des KITs vorliegt (Tabelle 3.2), kann von einem ausgeprägten Skinneffekt ausgegangen werden, so daß die Annahme einer sehr dünnen elektrisch leitenden Schicht, in der ein Strombelag \vec{i} fließt, gerechtfertigt ist. Dies führt auch zu Vereinfachungen, die später bei der Entwicklung des Modells für das EM-Feld diskutiert werden. Die für den KIT charakteristische Badkuppenform wird durch das Gleichgewicht des EM-Druckes und des Schweredruckes der Flüssigkeitssäule bestimmt, wie im Abschnitt 3.3.1 hergeleitet wird. Das Verhältnis beider Druckwerte ergibt die Kennzahl FO zur Beschreibung der freien Oberfläche

$$\text{FO} = \frac{\mu_0 (nI_1)^2}{2\rho g h_1^3} \quad (3.2)$$

mit der Induktordurchflutung $nI_1 \approx 20 \text{ kA}$, der Erdbeschleunigung g und der Induktorhöhe $h_1 \approx 0,2 \text{ m}$. Die Kennzahlen gleicher Größenordnung für ω' und FO lassen bezüglich des EM-Feldes ähnliche Verhältnisse bei Aluminium und TiAl erwarten (Tabelle 3.2).

Zum Vergleich der HD/T-Vorgänge werden die Kennzahlen nach *Reynolds* Re , *Prandtl* Pr , *Grashof* Gr und *Péclet* Pe_{eff} gemäß

$$Re = \frac{v_{\text{ch}} L_{\text{ch}} \rho}{\eta} \quad (3.3)$$

$$Pr = \frac{\eta c_p}{\lambda} \quad (3.4)$$

$$Gr = \frac{g \beta L_{\text{ch}}^3 \Delta \vartheta_{\text{ch}} \rho^2}{\eta^2} \quad (3.5)$$

$$Pe_{\text{eff}} = \frac{v_{\text{ch}} L_{\text{ch}} c_p \rho}{\lambda_{\text{eff}}} \quad (3.6)$$

verwendet [35]. Als charakteristische Größen dienen neben der oben bereits beschriebenen Länge die für den KIT übliche Strömungsgeschwindigkeit auf der Tiegelachse $v_{\text{ch}} = 0,1 \text{ m/s}$, die Temperaturdifferenz von $\vartheta_{\text{ch}} = 10 \text{ K}$ und die in Abschnitt 4.3.4 bestimmte effektive Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} .

Tabelle 3.2: Dimensionslose Ähnlichkeitskennzahlen von TiAl und der Modellschmelze Aluminium im Vergleich

	elektromagnetisch		hydrodynamisch/thermisch				Pe_{eff}
	ω'	FO	Re	Pr	Gr	$Gr \cdot Re^{-2}$	
Aluminium	1729	1,391	$13,9 \cdot 10^3$	0,0122	$18,5 \cdot 10^6$	$95,7 \cdot 10^{-3}$	11,5
TiAl	480	0,853	$26,6 \cdot 10^3$	0,0157	$58,4 \cdot 10^6$	$82,6 \cdot 10^{-3}$	19,1

Aus den hohen *Reynolds*-Zahlen läßt sich folgern, daß es sich bei beiden Einsatzmaterialien um eine turbulente Schmelzenströmung handelt. Die *Prandtl*-Zahl nimmt bei beiden Schmelzen einen für flüssige Metalle üblichen Wert von $Pr \ll 1$ an. Damit ist die Dicke der Geschwindigkeitsgrenzschicht geringer als die der Temperaturgrenzschicht und beide Fluide verhalten sich bezüglich der Wärmeübertragung ähnlich.

Die *Grashof*-Zahl wird für die Beurteilung des thermischen Auftriebs benötigt. Allein sagt sie nur etwas über die freie Konvektion aus. Liegt ein zusätzlicher Strömungsantrieb durch erzwungene Konvektion vor, muß die *Reynolds*-Zahl mit berücksichtigt werden. In einem Fluid, in dem $\frac{Gr}{Re^2} \ll 1$ gilt, dominiert die erzwungene Konvektion gegenüber der, die durch den thermischen Auftrieb erzeugt wird [35]. Damit kann nach Tabelle 3.2 im KIT der thermische Auftrieb bei der Berechnung des HD-Feldes vernachlässigt werden. Die die Schmelze antreibenden EM-Kräfte erzwingen bei TiAl und Aluminium eine so starke Konvektion, daß die durch Temperaturunterschiede hervorgerufene Dichteänderung des Fluids keinen Einfluß auf das Strömungsfeld nimmt.

Des weiteren kann eine Aussage zu den Wärmeübertragungsmechanismen innerhalb der Schmelze getroffen werden. Die *Péclet-Zahl* Pe gibt das Verhältnis von konvektivem zu diffusivem Wärmetransport im Fluid an. Da es sich um eine turbulente Strömung handelt, muß für die Wärmeleitfähigkeit der durch die Turbulenz scheinbar erhöhte Wert $\lambda_{\text{eff}} \approx 15\lambda_{\text{mol}}$ verwendet werden. Die effektive *Péclet-Zahl* ist erheblich kleiner als die molekulare, die bei einer laminaren Strömung zur Beurteilung dienen würde. Aus Pe_{eff} läßt sich folgern, daß beide Wärmeübertragungsmechanismen bei der Ausbildung des Temperaturfeldes mitwirken. Der konvektive Anteil liefert dabei einen größeren Beitrag und es ist bei beiden Schmelzen eine Verschleppung des Temperaturfeldes durch das bewegte Fluid zu erwarten.

Mittels der obigen Überlegungen und der in Tabelle 3.2 gegenübergestellten Kennzahlen ist die Ähnlichkeit beider Materialien gezeigt. Die durchgeführten Abschätzungen lassen eine gute Übertragbarkeit der für Aluminium getroffenen Aussagen auf TiAl erwarten. Damit ist es möglich, Messungen des Temperatur- und Strömungsfeldes in Aluminium durchzuführen und die dabei erhaltenen Ergebnisse auch für die Entwicklung eines HD/T-Modells für TiAl zu verwenden.

Die in Aluminium gewonnenen Erkenntnisse können somit auf TiAl übertragen werden. Der Schritt von Experimenten bei einer Schmelztemperatur von maximal 150 °C bei Woodmetall zu über 700 °C bei Aluminium mit seiner chemischen Aggressivität stellt aber meßtechnisch eine große Herausforderung dar, der mit der Modifikation vorhandener Meßmethoden Rechnung getragen werden muß.

Die Modellschmelze Aluminium kommt bei den Versuchen zum Einsatz, bei denen auf einen längeren Verbleib der Meßsonde in der Schmelze nicht verzichtet werden kann, wie es bei der Messung von Temperatur- und Strömungsfeldern der Fall ist. Zusätzlich wurden im Rahmen dieser Arbeit auch praxisnahe Untersuchungen mit TiAl als Schmelze durchgeführt. Die Versuche dienen u. a. dem Zweck, den Legierungsaufbau sowie die mittlere Schmelztemperatur zu untersuchen. Die verwendete Legierung entsprach der, die auch für das Gießen der Ventile genutzt wurde und weist einen gleich hohen Aluminium- und Titananteil von je etwa 50 at-% auf (vgl. Tabelle 5.1, S. 121). Auf die jeweils verwendete Meßtechnik wird im folgenden näher eingegangen.

3.2.1 Prozeßgrößen beim Schmelzen und Gießen

Bei der Durchführung der Gießversuche ist eine zuverlässige Protokollierung aller Betriebsparameter der Schmelzanlage für die spätere Auswertung entscheidend. Aus diesem Grund werden alle wesentlichen Betriebsparameter der Gießanlage mit einem Datalogger aufgezeichnet. Das System basiert auf einem Meßwandler der Firma SCHLUMBERGER [36] und einer am EWH entwickelten Software.

Bei der Gießanlage ist die Ausgabe diverser Betriebsparameter, wie der elektrischen Daten des

Tabelle 3.3: Konfiguration des Meßwerterfassungssystems an der KIT-Anlage [37]

Kanal	Meßwert	Eingang	Wertebereich
1	Umrichterleistung	0–20 mA	0–350 kW
2	Umrichterspannung	0–20 mA	0–500 V
3	Umrichterfrequenz	0–20 mA	0–12,5 kHz
4	Umrichterstrom (intern)	0–20 mA	0–1000 A
5	Temperatur Schmelze (Thermoelement)	0–20 mA	0–2300 °C
6	Temperatur Kokillenheizung	0–20 mA	0–2200 °C
7	Temperatur Schmelze (Pyrometer)	0–10 V	1200–1800 °C
8	Temperatur Kokille, unten	0–20 mA	0–1000 °C
9	Induktorstrom (Schwingkreisstrom)	0–2 V	0–10 kA
10	Spannung Kokillenheizer	0–20 mA	0–100 V
11	Strom Kokillenheizer	0–20 mA	0–1000 A
12	Kühlwassertemperatur Spule, Vorlauf	0–20 mA	0–200 °C
13	Kühlwassertemperatur Spule, Rücklauf	0–20 mA	0–200 °C
14	Kühlwassertemperatur Tiegel, Vorlauf	0–20 mA	0–200 °C
15	Kühlwassertemperatur Tiegel, Rücklauf	0–20 mA	0–200 °C
16	Drehzahl Schleudertisch	0–20 mA	1000 1/min
17	Kühlwassertemperatur Kessel, Vorlauf	NiCr/Ni-TE	°C direkt
18	Vakuum Schmelzkammer, Fein-	0–10 V log.	10 ⁻³ –1000 mbar
19	Kühlwassertemperatur Kessel, Rücklauf	NiCr/Ni-TE	°C direkt
20	Vakuum Schmelzkammer, Vor-	0–10 V lin.	1–2000 mbar

Umrichters, Drehzahl der Schleudergußkokille, Kokillentemperatur, Kühlwassertemperaturen usw., bereits als 20 mA- oder 10 V-Signal vom Hersteller vorgesehen [29]. Für die Messung des Induktorstromes mußte ein zusätzliches Meßsystem entwickelt werden. Die gesamte Konfiguration des Meßwerterfassungssystems ist in Tabelle 3.3 dargestellt.

Für die Betrachtung der energetischen und thermischen Zusammenhänge werden alle Kühlwassertemperaturen erfaßt. Zusätzlich sind in den Hauptwasserkreisläufen, also Tiegel, Induktor und Kessel, Durchflußmesser installiert, die den Volumenstrom des Wassers \dot{V} messen. So können kalorimetrische Untersuchungen gemäß

$$P = \rho c_p \dot{V} (\vartheta_2 - \vartheta_1) \quad (3.7)$$

mit der Rücklauftemperatur ϑ_2 und der Vorlauftemperatur ϑ_1 des Wassers durchgeführt werden. Mit Hilfe von (3.7) kann dann die jeweils umgesetzte Leistung P bestimmt werden.

Induktorstrom

Besondere Aufmerksamkeit wird dem Induktorstrom gewidmet, nicht zuletzt, da er für die numerische Simulation als Eingangsgröße von großer Bedeutung ist. Er kann jedoch nicht ohne weiteres mit üblichen Meßwandlern bestimmt werden. Problematisch ist sowohl die hohe Stromstärke als auch hohe Frequenz. Im Kessel können herkömmliche Rogowskigürtel nicht unter Vakuum betrieben werden, außerhalb des Kessels ergab sich keine Montagemöglichkeit. Des weiteren bestand bei der KIT-Anlage der Wunsch nach einer frequenzunabhängigen Messung, da es beim statischen Umrichter auch während des Schmelzprozesses zu Frequenzänderungen kommen kann.

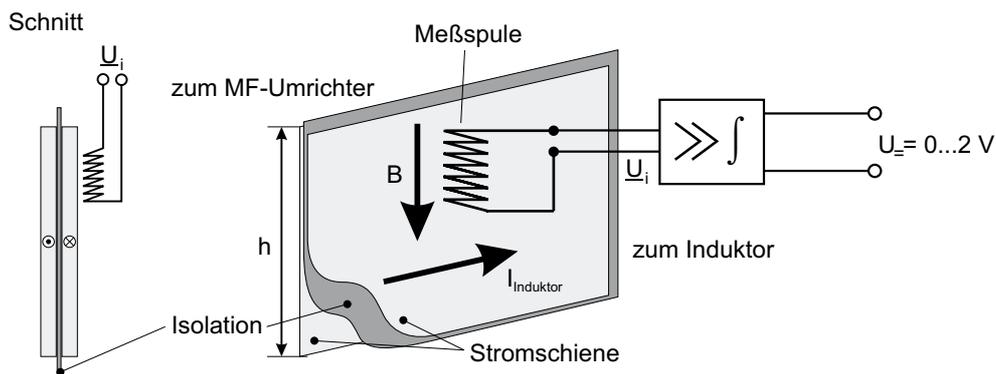


Abbildung 3.4: Meßsystem für den Induktorstrom

Aus diesen Gründen wurde seitlich direkt an der Stromschiene eine Meßspule montiert, die im äußeren Magnetfeld der Schiene liegt (Bild 3.4). Das hier vorherrschende Streufeld kann zwar nicht exakt berechnet werden, ist aber direkt proportional zur in der Meßspule induzierten Spannung gemäß

$$\underline{U}_i \sim -j\omega \frac{nA\mu_0}{h} I_I \quad (3.8)$$

mit der Spulenquerschnittsfläche A und dem Induktorstrom I_I (vgl. Bild 3.4). Wird die Ausgangsspannung über die Zeit integriert, erhält man ein Signal, welches proportional zum Induktorstrom und unabhängig von dessen Frequenz ist. Die entwickelte integrierende Verstärkerschaltung wandelt das Signal nach der Übertragungsfunktion

$$U_{=} = k_V \left| \frac{\underline{U}_i}{j\omega} \right| = 0 \text{ V} \dots 2 \text{ V} \quad (3.9)$$

mit der Verstärkung k_V in eine Gleichspannung um. Aus (3.8) und (3.9) resultiert eine frequenzunabhängige Spannung $U_{=}$, die proportional zum Induktorstrom ist und vom Datalogger mitgeschrieben wird. Aus der Proportionalitätsbeziehung kann der Induktorstrom mit Hilfe einer einmaligen Kalibrierung bestimmt werden, bei der die Verstärkung k_V entsprechend eingestellt wird. Die Messung des Referenzstromes I_I erfolgt bei geöffnetem Deckel des Vakuumschmelzofens mit Hilfe eines Rogowskigürtels, der in diesem Fall direkt am Induktor montiert werden kann.

Schmelzentemperatur

Die Erfassung der Schmelzentemperatur während des Versuches erfolgt mit zwei unterschiedlichen Methoden. Zur exakten Bestimmung wird ein Thermoelement verwendet. In der TiAl-Schmelze wird dazu Wolfram/Rhenium eingesetzt. Der Temperaturbereich dieses Thermopaars reicht bis 2300 °C. Die beiden unisolierten Drähte werden am Ende verschweißt und zur elektrischen Isolation in einem Keramikröhrchen positioniert. Als Schutz vor der chemisch aggressiven Schmelze wird ein Molybdänrohr verwendet. Das auf diese Weise aufgebaute Thermoelement übersteht drei bis sechs Messungen mit einer Dauer von etwa 30 s in TiAl. Dies ist auch die Zeit, die benötigt wird, bis das Thermoelement eine stationäre Temperatur anzeigt. Vor dem Eintauchen in die Schmelze ist auf ein ausreichendes Vorwärmen zu achten, damit das Schutzrohr nicht durch thermomechanische Spannungen zerstört wird.

Für den laufenden Betrieb wird ein Quotientenpyrometer verwendet [38]. Es weist einen Meßbereich von 900–2400 °C auf. Die Pyrometermessung bietet den Vorteil der berührungslosen Temperaturmessung, so daß ohne Verschleiß des Meßsystems während des gesamten Prozesses eine Information über die Schmelzentemperatur vorliegt. Nachteilig wirken sich die unbekanntenen Strahlungseigenschaften der Schmelze und die unterschiedlichen Drücke im Kessel aus, die zur Beeinflussung der Strahlungsabsorption führen. Eine Kalibrierung mit Hilfe des Thermoelementes bei einem Druck, der in etwa dem Prozeßdruck entspricht, ermöglicht die zuverlässige Temperaturmessung in der Schmelze. Kleine Druckänderungen beeinflussen den Emissionsgrad ϵ dann nicht, da das Quotientenpyrometer die Temperatur mit dem Verhältnis der Strahlungsintensitäten auf zwei Wellenlängen bestimmt und diese sich in etwa gleich ändern. Bei einem Prozeßdruck von einigen Millibar wurde der Emissionsgrad von TiAl experimentell mit Hilfe des Thermoelementes zu $\epsilon_{\text{TiAl}} \approx 0,25$ bestimmt.

In TiAl-Schmelzen wurde nur die mittlere Schmelzentemperatur bestimmt. In Aluminiumschmelzen erfolgte die Messung des kompletten Temperaturfeldes, auf die im Abschnitt 3.2.5 noch detaillierter eingegangen wird.

3.2.2 Elektrischer Wirkungsgrad des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens

Eine wesentliche charakteristische Größe beim induktiven Schmelzen ist der elektrische Wirkungsgrad der Anordnung. Beim KIT ist diese Größe besonders interessant, da der elektrische Wirkungsgrad erheblich niedriger liegt als bei herkömmlichen ITO mit keramischem Tiegel. Im KIT wird ein Großteil der elektrischen Leistung im Tiegel selbst umgesetzt. Damit ist die zum Erwärmen des Einsatzes zur Verfügung stehende Nutzleistung deutlich kleiner als die vom MF-Umrichter abgegebene Leistung.

Im Betrieb ist der elektrische Wirkungsgrad des Ofens nicht ohne weiteres zu messen, da im Kühl-

wasserkreislauf des Tiegels neben den elektrischen Verlusten des Tiegels auch die elektrische Nutzleistung des Einsatzes enthalten ist, die auf thermischem Wege den Einsatz wieder verläßt. Für die Messung des Wirkungsgrades muß deshalb ein gesonderter Versuchsaufbau verwendet werden. Im Tiegel wird ein wassergekühlter metallischer Zylinder positioniert (vgl. Bild 4.8, S. 68). Vom Wasserkreislauf werden sowohl Durchfluß als auch Vor- und Rücklauftemperatur des Kühlwassers bestimmt. Bei diesem Meßaufbau ist der Einsatz thermisch gegen den Tiegel isoliert, so daß das Tiegelkühlwasser im Gegensatz zum Fall eines schmelzflüssigen Einsatzes ausschließlich die elektrischen Verluste des Tiegels beinhaltet. Mit den einzelnen Leistungen kann der elektrische Wirkungsgrad η_{el} über

$$\eta_{el} = \frac{P_E}{P_E + P_T + P_I} \quad (3.10)$$

mit den Leistungen in Einsatz P_E , Tiegel P_T und Induktor P_I bestimmt werden. Mit Hilfe der so bestimmten Leistungen kann ein Vergleich mit den verwendeten mathematischen Modellen erfolgen. Die Messung stellt damit wichtige Daten zur Verifikation der Berechnungsmethoden zur Verfügung.

3.2.3 Freie Oberfläche der Schmelze

Ein wichtiges Charakteristikum des KITs ist die stark ausgebildete freie Oberfläche der Schmelze. Im Betrieb sind die EM-Kräfte so groß, daß sie zu einer starken Deformation der Schmelze führen. Hieraus resultieren Rückwirkungen auf das EM-Feld, so daß die Kenntnis der Badkuppenform eine wichtige Voraussetzung zum Verständnis der physikalischen Vorgänge darstellt.

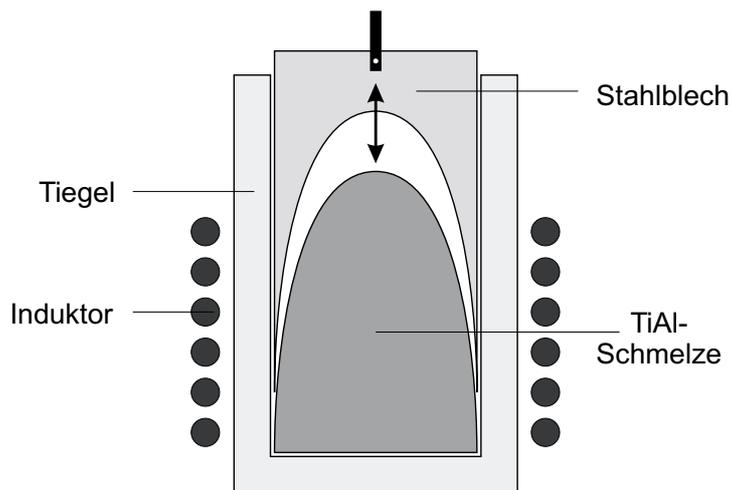


Abbildung 3.5: Schematische Darstellung des Meßsystems für die freie Oberfläche von TiAl-Schmelzen

Einige Untersuchungen der Badkuppenformen von Aluminium-Schmelzen liegen bereits vor [26]. Das in [26] verwendete Meßsystem auf der Basis der Laserschnittmethode ist jedoch nicht für

Temperaturen oberhalb von 1100°C geeignet und damit für TiAl als Einsatzwerkstoff unbrauchbar. Neben der hohen Temperatur ist wiederum die Einsatzfähigkeit im Vakuum problematisch. Die robusteste Lösung ist ein taktiles Verfahren, bei dem die Oberfläche der Schmelze abgetastet wird. Da von einer axialsymmetrischen Geometrie ausgegangen werden kann, reicht die Messung auf einem Durchmesser aus, um die Form der freien Oberfläche komplett zu beschreiben. Hierfür wurde ein Stahlblech an der Lanze montiert, die sonst zur Befestigung des Thermoelements dient. Beim Eintauchen des Bleches in den Tiegel schmilzt der in der Schmelze befindliche Teil des Bleches ab. Die verbleibende Schablone ist ein Abbild der Badkuppe, so daß deren Kontur indirekt gemessen werden kann. Die abgeschmolzene Menge des Eintauchbleches ist mit etwa 70 g gegenüber der Schmelzenmasse von 4–7 kg zu vernachlässigen, so daß eine Beeinflussung des Meßergebnisses ausgeschlossen werden kann. Wird die gleiche Schmelze allerdings mehrmals verwendet, kann durch die Änderung der Legierungszusammensetzung der Schmelzpunkt des Materials verschoben werden.

Bei Aluminium kann die Messung auch durch ein Abtastverfahren erfolgen. Bei der Messung der Temperaturverteilung im schmelzflüssigen Aluminium (vgl. Abschnitt 3.2.5) wird die Schmelztemperatur beobachtet, während das Thermoelement von oben in die Schmelze hineingeführt wird. Sobald das Thermoelement die Temperatur des flüssigen Aluminiums anzeigt, kann die Höhe der Badkuppe als z -Koordinate am Verfahrsschlitten abgelesen werden. So ergibt sich die Form der freien Oberfläche als Kontur des gemessenen Temperaturfeldes.

3.2.4 Skull

Eine charakteristische Eigenschaft des KITs, die diesen Ofentyp vom herkömmlichen ITO abgrenzt, ist die Bildung einer erstarrten Schmelzschicht, dem sogenannten Skull an Tiegelswand und -boden. Die Innenwand des Tiegels wird durch die intensive Wasserkühlung unterhalb der Liquidustemperatur der Charge gehalten, so daß diese bei Kontakt mit der Wand erstarrt. Der Skull schützt den Tiegel vor der chemisch aggressiven Schmelze und die Schmelze vor Verunreinigungen mit Tiegelmateriale. Während des Schmelzens muß zu allen Zeitpunkten die Existenz eines Skulls sichergestellt sein, um dessen Schutzfunktion zu gewährleisten. Der Skull reduziert aber auch die abgießbare Masse der Charge und kann nachteilig auf die chemische Zusammensetzung der Schmelze einwirken. Insbesondere bei Aufbauschmelzen ist seine chemische Zusammensetzung zufälliger Natur (vgl. Abschnitt 5.3.3). Die in ihm gebundenen Legierungsbestandteile fehlen zwangsläufig in der Schmelze. Bei einem verschwindend geringen Anteil der Skullmasse an der Gesamtmasse ist dies nicht störend. Ist der Skull zu stark ausgeprägt, kann die korrekte Zusammensetzung der Schmelze nicht mehr garantiert werden. Zudem ist die Skullbildung ein wichtiger Aspekt bei der Betrachtung der Verlustwärmeströme des Tiegels.

Für den Betrieb des KITs ist die Dicke des Bodenskulls aufgrund seiner Schutzfunktion für den

Tiegel und die Beeinflussung der Verlustwärmeströme von besonderem Interesse. Zur Messung in Aluminium wurde ein taktiles Verfahren eingesetzt. Mit einer Stahllanze, die auf einem Verfahrsschlitten montiert ist, kann die Kontur des Skulls während des Betriebes abgetastet werden. Analog zur Bestimmung der freien Oberfläche ergibt sich bei der Messung des Temperaturfeldes der Schmelze auch indirekt die Dicke des Bodenskulls. Beim Verfahren des Thermoelements in Richtung des Bodens kann diese als z -Koordinate abgelesen werden, sobald die Solidustemperatur der Charge erreicht ist.

Beim Schmelzen von TiAl ist die Bestimmung der Bodenskulldicke während des Betriebes nicht möglich. Die Messung kann nur nach einem Abguß erfolgen. Wird der Tiegel gekippt und gleichzeitig die Umrichterleistung abgeschaltet, bleibt der während des Schmelzens vorhandene Skull in seiner Gestalt erhalten. Nach der Entnahme aus dem Tiegel kann dieser vermessen werden.

3.2.5 Temperaturfeld der Schmelze

Ein entscheidendes Verfahrenskriterium für das Gießen von Metallen mit dem KIT ist die Temperatur der Schmelze. Für eine gute Gußqualität ist eine möglichst hohe Schmelzentemperatur ϑ wünschenswert. Entscheidend ist dabei die Überhitzung der Schmelze, d. h. die Differenztemperatur $\Delta\vartheta = \vartheta - \vartheta_0$ zur Schmelztemperatur ϑ_0 . Eine hohe Überhitzung sorgt durch die verringerte Viskosität der Schmelze für gute Fließeigenschaften beim Abguß, eine gute Füllung und Nachspeisung der Form für lunkerfreie Gußteile und verhindert eine zu schnelle Erstarrung der Schmelze in der Form. Begründet durch die verfahrensbedingte starke Kühlung des Ofens ist die Überhitzung der Schmelze gemessen an der eingebrachten Leistung relativ gering. Zur gezielten Optimierung der Überhitzung müssen detaillierte numerische Untersuchungen durchgeführt werden. Für die Verifikation dieser Berechnungen sowie zum prinzipiellen Verständnis der thermischen Vorgänge im KIT ist eine meßtechnische Untersuchung des Temperaturfeldes unabdingbar. Die alleinige Kenntnis eines Temperaturwertes der Schmelze reicht nicht aus, um Aussagen über die Richtigkeit der numerischen Modelle treffen zu können. Aus der Literatur sind derzeit keine gemessenen Temperaturfelder im KIT bekannt. Im folgenden Abschnitt wird das speziell für den KIT entwickelte System zur meßtechnischen Bestimmung des Temperaturfeldes vorgestellt.

Im quasistationären Zustand des Systems ist die Temperatur der Schmelze ϑ eine von der Zeit und vom Ort abhängige skalare Größe

$$\vartheta = f(t, r, \phi, z) \quad (3.11)$$

mit der Zeit t und den Zylinderkoordinaten r, ϕ, z . Aufgrund der zeitlichen Schwankungen der Temperatur ist die Aufnahme eines zeitlichen Verlaufes $\vartheta(t)$ sinnvoll (Bild 3.6). Aus diesem können neben dem zeitlichen Mittelwert auch weitere charakteristische Größen, die zur Beschreibung der thermischen und hydrodynamischen Vorgänge dienen, abgeleitet werden.

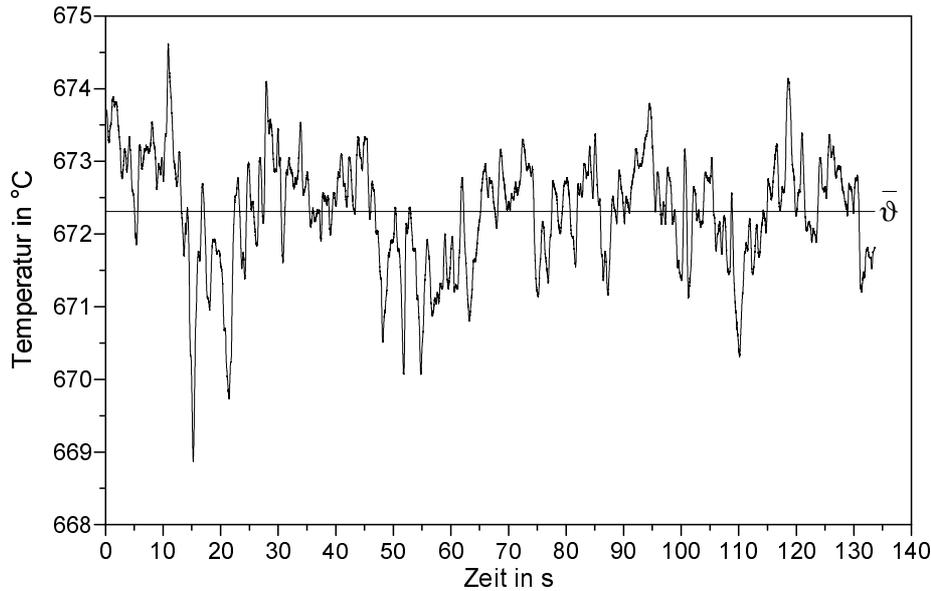


Abbildung 3.6: Charakteristischer zeitlicher Verlauf der Schmelzentemperatur im KIT

Zunächst interessiert das Temperaturfeld in der Schmelze, also die zeitlich gemittelte Temperatur in Abhängigkeit vom Ort. Die zeitlich schwankende stochastische Meßgröße $\vartheta(t)$ kann in einen Mittelwert $\bar{\vartheta}$ und den Schwankungsanteil $\tilde{\vartheta}(t)$, der die turbulenten Vorgänge in der Schmelze charakterisiert, gemäß

$$\vartheta(t) = \bar{\vartheta} + \tilde{\vartheta}(t) \quad (3.12)$$

zerlegt werden (Bild 3.6). Im quasistationären Zustand des Systems ist der zeitliche Mittelwert der Temperatur unabhängig vom Meßzeitpunkt t . Für eine meßtechnische Bestimmung muß der Temperaturverlauf innerhalb einer endlichen Meßzeit t_M erfaßt werden. Der Mittelwert $\bar{\vartheta}$ ergibt sich daraus zu

$$\bar{\vartheta} = \frac{1}{t_M} \int_0^{t_M} \vartheta(t) dt \quad \text{bzw.} \quad \bar{\vartheta} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \vartheta_i \quad (3.13)$$

für den zeitdiskreten Fall mit der Temperatur ϑ_i des i -ten der n Meßwerte. Für reproduzierbare Meßwerte stellt sich dabei die Frage nach der notwendigen Meßdauer. Zum einen muß die Meßzeit groß gegenüber der längsten Schwankungsdauer der Temperatur und die Anzahl der Meßwerte ausreichend hoch sein. Zum anderen führt eine lange Meßzeit an einem Feldpunkt zwangsläufig zu sehr zeitaufwendigen Versuchen. Insbesondere im Hinblick auf die chemisch aggressive Modellschmelze Aluminium ist jedoch eine möglichst kurze Meßdauer anzustreben. Auf die Bestimmung der notwendigen Meßdauer wird bei der Fehlerbetrachtung detailliert eingegangen (vgl. Bild 3.9, S. 27).

Zusätzlich zum Mittelwert der Temperatur wird eine quantitative Größe zur Beschreibung des

Schwankungsanteils benötigt. Hierfür wird die Pulsation σ mit

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\vartheta_i - \bar{\vartheta})^2} \quad (3.14)$$

analog zur Standardabweichung verwendet.

Meßprinzip

Zur Bestimmung der Temperatur in Metallschmelzen haben sich Mantelthermoelemente bereits vielfach bewährt. Als Temperaturenfnehmer in der Modellschmelze Aluminium im Temperaturbereich bis 800 °C wurde ein NiCr/Ni-Mantelthermoelement verwendet. Es verfügt über eine ausreichende Lebensdauer und eine genügend kleine thermische Zeitkonstante zur Messung der Temperaturschwankungen. Zur exakten Positionierung wurde das Thermoelement in einem Stahlrohr, das in einem r - z -Verfahrschlitten montiert ist, positioniert. So lassen sich alle Punkte innerhalb der Schmelze genau anfahren. Ein entsprechendes Meßsystem hat sich am EWH für Messungen in Woodmetall bereits bewährt. In dieser niedrigschmelzenden Legierung bestand allerdings nicht die zwingende Notwendigkeit, die Meßdauer zu minimieren, da die Thermoelemente eine praktisch unbegrenzte Lebensdauer aufweisen.

Da erstmals zahlreiche Messungen in der Modellschmelze Aluminium durchgeführt werden sollten, wurde ein neues Meßsystem konzipiert und umgesetzt. Insbesondere die hohe chemische Aggressivität der Schmelze stellte neue Anforderungen an das System bezüglich der aufzunehmenden Daten und der übersichtlichen Darstellung während der Messung. Im einzelnen waren die Anforderungen

- schneller Betrieb aufgrund der chemischen Aggressivität der Schmelze,
- störsicherer robuster Aufbau,
- Möglichkeit zur Filterung des Signals,
- hohe Genauigkeit und Reproduzierbarkeit,
- einfache Handhabbarkeit,
- möglichst automatisierbarer Meßablauf,
- Aufnahme zahlreicher Daten,
- übersichtliche Darstellung der Meßdaten,
- Flexibilität bei Abtastrate und Meßdauer

zu erfüllen. In einer TiAl-Schmelze ist die Analyse des transienten Verhaltens der Schmelztemperatur grundsätzlich nicht möglich. Aufgrund des auf Seite 19 beschriebenen Aufbaus des Thermoelementes hat dieses eine zu große thermische Zeitkonstante, welche die Messung zeitlicher Schwankungen der Temperatur verhindert. Von TiAl-Schmelzen wurde daher nur die mittlere Temperatur bestimmt.

Meßsystem

Zur Aufnahme einer Vielzahl von Meßgrößen in kurzer Zeit bietet sich die Erfassung mit Hilfe eines PCs an (Bild 3.7). Die Hardware wurde speziell an die zu erfüllenden Anforderungen angepaßt.

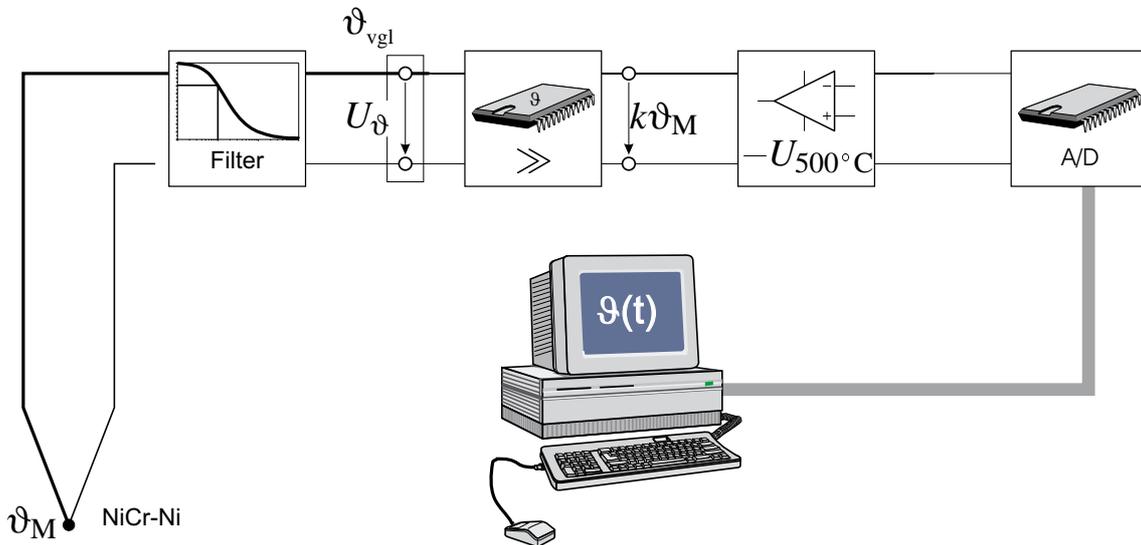


Abbildung 3.7: Blockschaltbild des Temperaturmeßsystems

Die gefilterte Thermospannung U_ϑ ist proportional zur Differenz der Temperaturen von Meßort ϑ_M und Vergleichsstelle ϑ_{vgl} . Um eine Beeinflussung der Meßspannung durch eine schwankende Vergleichsstellentemperatur zu eliminieren, wurde ein Temperatenausgleich realisiert. Das verstärkte Signal ist damit proportional zur gemessenen Temperatur ϑ_M unabhängig von der Temperatur der Vergleichsstelle und wird mit einem A/D-Wandler digitalisiert.

Beim Entwurf des Meßsystems war das Hauptziel die Aufnahme der gewünschten Daten in möglichst kurzer Zeit, um die Aufenthaltsdauer der Sonden in der Schmelze zu minimieren. Weiterhin wurde darauf geachtet, daß bereits während der Messung eine übersichtliche Darstellung der Temperaturen möglich ist, um Fehlmessungen möglichst auszuschließen.

Basierend auf den obigen Anforderungen wurde ein Meßprogramm mit graphischer Oberfläche entwickelt (Bild 3.8) [39]. Es ermöglicht vor der Messung die Erstellung eines Meßplanes, so daß die Koordinaten während der Messung nur abgefahren werden müssen. Das zeitaufwendige und fehleranfällige Notieren der Werte von Hand entfällt. Die gemessenen Werte werden bereits während der Messung im Feld dargestellt. Dies ermöglicht das frühzeitige Erkennen von Meßfehlern und die Wiederholung der fraglichen Messungen, so daß die Effektivität der Messung gesteigert wird. Das Programm dient weiterhin zur Auswertung der Meßgrößen bei Parameterstudien. Aus den aufgenommenen Temperaturverläufen $\vartheta(t)$ werden die charakteristischen Größen $\bar{\vartheta}$, ϑ_{\min} , ϑ_{\max} , σ usw. berechnet.

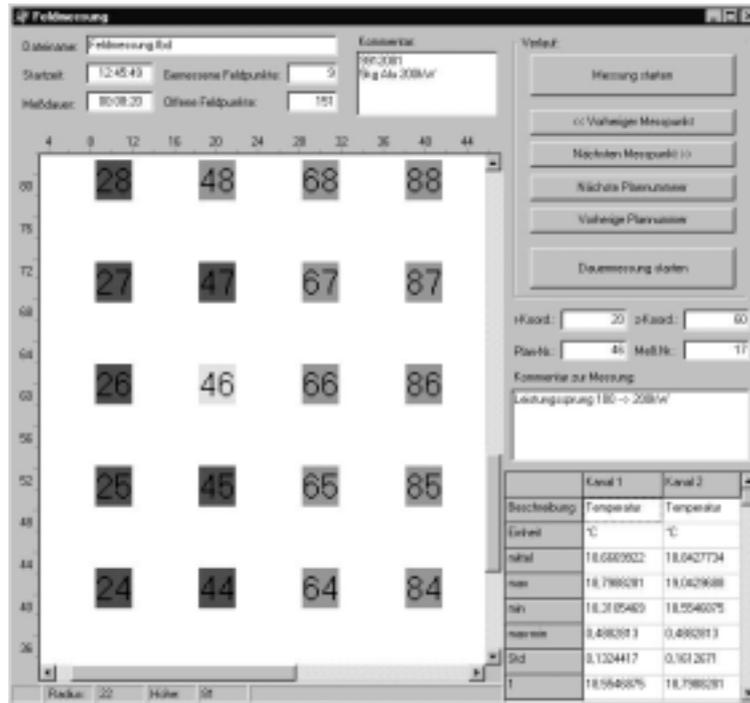


Abbildung 3.8: Graphische Oberfläche des Programms zur Messung von Temperaturfeldern

Fehlerbetrachtung

Das Meßproblem ist dadurch gekennzeichnet, daß relativ geringe Temperaturdifferenzen innerhalb der Schmelze auf einem hohen Niveau gemessen werden müssen. Die mittlere Schmelzentemperatur liegt im Bereich um 700°C , die zu messenden Temperaturdifferenzen bei einigen 10 K. Das Temperaturniveau ist jedoch von untergeordnetem Interesse. Aus diesem Grund wird der absolute Fehler der Messung nicht weiter betrachtet.

Der Hauptfehler der Messung entsteht bei stochastischen Vorgängen durch die endliche Meßdauer. Um eine Abschätzung für diesen Fehler zu erhalten, wurden im Zentrum und in der Nähe des Skulls der Schmelze mehrere aufeinanderfolgende Messungen unterschiedlicher Dauer durchgeführt. Als Referenzwert diente der Durchschnitt mehrerer Langzeitmessungen mit einigen Minuten Dauer. Die maximale normierte Abweichung vom Referenzwert $\bar{\vartheta}_{\infty}$ wurde als Fehler gemäß

$$\text{Fehler} = f(t_M) = \frac{|\bar{\vartheta}_k - \bar{\vartheta}_{\infty}|_{\max}}{\bar{\vartheta}_{\infty}} \quad \text{für } k = 1 \dots 10 \quad (3.15)$$

mit der Temperatur $\bar{\vartheta}_k$ aus dem k -ten Versuch definiert.

Zunächst ist festzustellen, daß der Meßfehler mit zunehmender Meßdauer abnimmt (Bild 3.9). Mit steigender Anzahl der Meßwerte kommt der Mittelwert dem Idealfall der unendlich langen Messung näher. Niederfrequente Temperaturschwankungen beeinflussen das Ergebnis dann nicht. Das durch die Turbulenz verursachte Pulsieren der Temperatur ist auch die Ursache für den großen Fehler bei niedrigen Meßdauern unterhalb von 10 s.

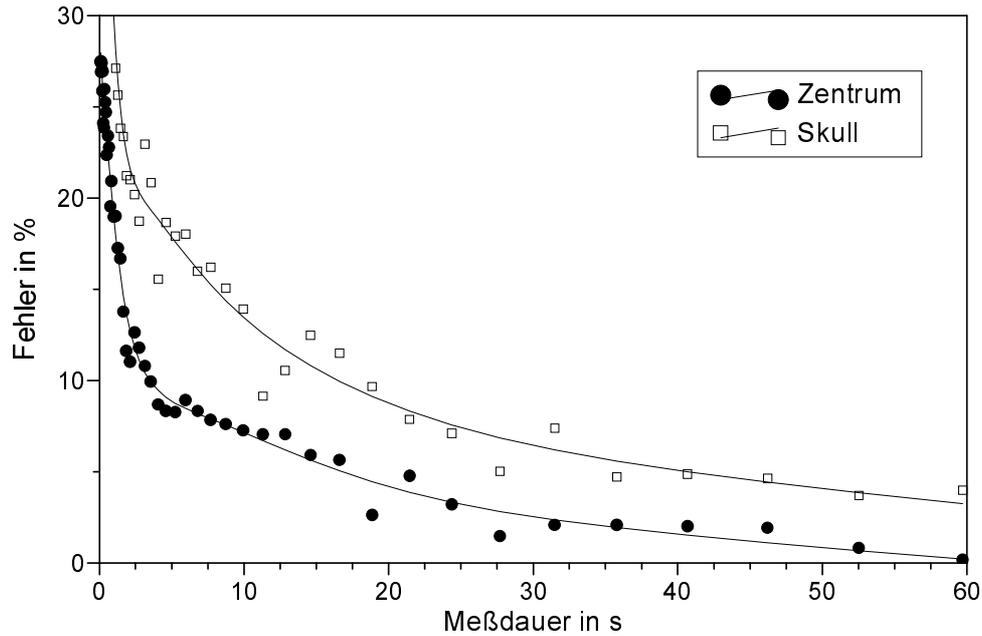


Abbildung 3.9: Fehler der Temperaturmessung bei unterschiedlichen Meßdauern t_M

Im KIT existieren mehrere räumlich ausgeprägte Bereiche (vgl. Bild 4.12, S. 74) mit charakteristischen Temperaturverläufen, auf die im Abschnitt 4.3 noch näher eingegangen wird. Dies kommt auch bei der Fehlerbetrachtung zum Ausdruck. Im Bereich starker Temperaturschwankungen kommt es zu großen Fehlern, da die Temperatur nicht unabhängig vom Zeitpunkt der Messung ist. In Bereichen mit weitgehend konstanter Temperatur, wie im Zentrum der Schmelze, ist eine kurze Messung ausreichend.

Um aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten, wurde zwischen der Bestimmung ganzer Temperaturfelder und der Untersuchung charakteristischer Bereiche unterschieden. Bei der Messung kompletter Temperaturfelder mit etwa 150 Meßpunkten dauerte die Messung an jedem Punkt etwa 10 s. Die Meßzeit, die sich inklusive der Fahrzeit daraus für das Feld ergibt, liegt bei etwa 30–40 min. Diese Zeit liegt im Bereich der Lebensdauer eines Thermoelementes. Eine längere Messung ist daher aufgrund der Anzahl der Meßwerte und der daraus resultierenden Gesamtmeßzeit nicht realisierbar. Daher beschränkt sich dieses Vorgehen auch auf das exemplarische Messen einiger Temperaturfelder. Um trotzdem genauere Aussagen über charakteristische Bereiche treffen zu können, wurden zusätzlich in Abhängigkeit von Betriebsparametern Messungen an einzelnen Punkten vorgenommen. Hierbei betrug die Meßzeit je Punkt etwa 130 s, so daß eine ausreichende Genauigkeit erreicht wurde, um detaillierte Analysen durchführen zu können.

Die spektrale Verteilung der Temperaturpulsation wurde an unterschiedlichen Orten innerhalb der Schmelze gemessen. Im Gegensatz zum später erläuterten Strömungsmeßsystem kann die Temperatur der Schmelze aufgrund des Meßprinzips nicht bis zu beliebigen Frequenzen erfaßt werden, da das Thermoelement eine Zeitkonstante im Bereich einiger Millisekunden aufweist. Für eine

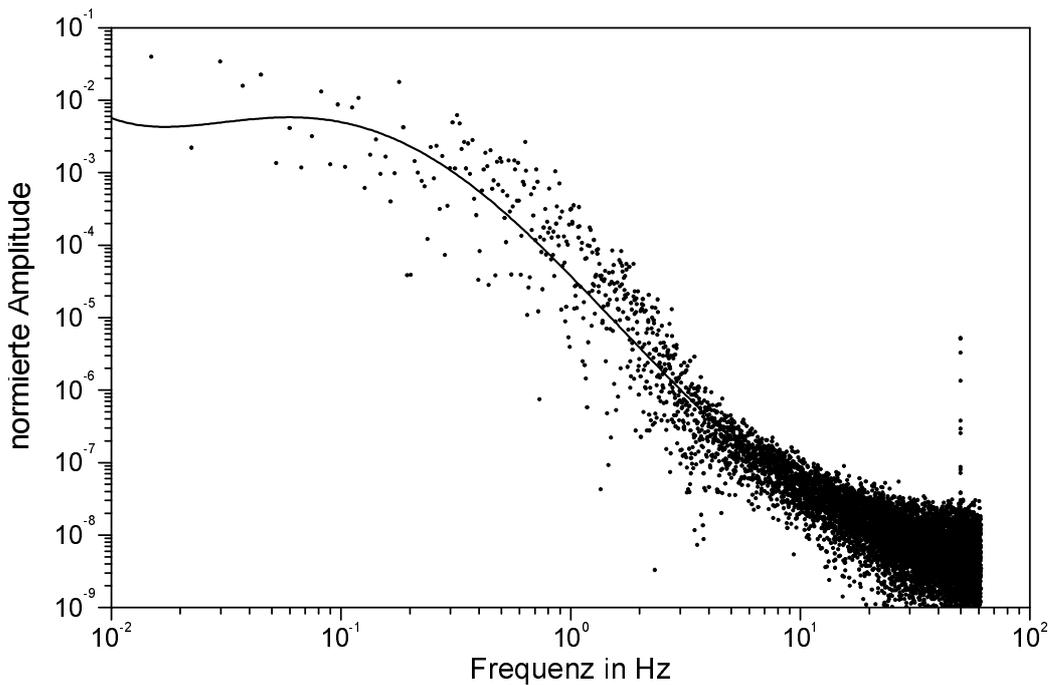


Abbildung 3.10: Charakteristische spektrale Verteilung der Temperaturpulsation

Beschreibung der spektralen Anteile muß nach *Shannon* die Abtastfrequenz mindestens doppelt so hoch sein, wie die höchste im Meßsignal vorkommende Frequenz [40]. Die Abtastfrequenz von 130 Hz liegt deutlich über der mit dem Thermoelement maximal erfaßbaren Pulsationsfrequenz der Schmelzentemperatur. Mit der gewählten Frequenz werden alle vom Thermoelement meßbaren Pulsationen sicher erfaßt. Mit einer *Fast-Fourier-Transformation* kann aus dem digitalen zeitlichen Verlauf der Temperatur das Spektrum der Pulsation ermittelt werden. Die Amplituden des Schwankungsanteils $\tilde{\vartheta}$ wurden auf den arithmetischen Mittelwert normiert. Es zeigt sich das typische Frequenzspektrum, wie es auch von Geschwindigkeiten bei turbulenten Strömungen bekannt ist (Bild 3.10) [34].

3.2.6 Strömungsfeld der Schmelze

Für eine genaue Analyse der Temperaturverteilung im KIT ist die Kenntnis des Strömungsfeldes von entscheidender Bedeutung. Eine exakte Temperaturberechnung ist ohne eine hydrodynamische Analyse nicht zu realisieren, da der Wärmetransport im Fluid durch den konvektiven Anteil, der mit der Schmelzenströmung verbunden ist, geprägt wird. Die Strömungsverhältnisse im KIT sind noch weitgehend ungeklärt. Aus der Literatur sind keine Messungen der Strömungsgeschwindigkeit bekannt. Die veröffentlichten Daten beruhen allein auf numerischen oder analytischen Berechnungen. Verifikationen werden ausschließlich im klassischen ITO durchgeführt [41, 42]. Zum Verständnis des hydrodynamischen Verhaltens der Schmelze und zur Stützung von numerischen Simulationen wurden Messungen der Strömungsgeschwindigkeiten in der Modellschmelze Alu-

minium durchgeführt.

Auch bei der Strömungsgeschwindigkeit erfolgt die Zerlegung jeder Komponente $v_\zeta(t)$ in einen Gleich- \bar{v}_ζ und einen Schwankungsanteil $\tilde{v}_\zeta(t)$

$$v_\zeta(t) = \bar{v}_\zeta + \tilde{v}_\zeta(t) \quad \text{mit } \zeta = r, \phi, z \quad (3.16)$$

analog zur Vorgehensweise bei der Auswertung der Temperaturmessungen. Als weitere Größe zur Beschreibung der Turbulenz läßt sich der Mittelwert $\overline{\tilde{v}_\zeta^2}$ der quadratischen Abweichung über der Meßdauer aus n Meßwerten

$$\overline{\tilde{v}_\zeta^2} = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (v_{\zeta i}(t) - \bar{v}_\zeta)^2 \quad (3.17)$$

mit dem zeitlichen Mittelwert \bar{v}_ζ bilden, der die Intensität der Turbulenz beschreibt [34].

Meßprinzip

Bei der Schmelzenströmung handelt es sich um eine vektorielle Größe, die nach Betrag und Richtung erfaßt werden muß. Nach [43] eignet sich für die Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit in Metallschmelzen eine Messung mit Magnetfeldsonden. Im Gegensatz zu mechanischen Meßprinzipien ermöglichen diese eine trägheitsfreie Messung, so daß auch zeitliche Schwankungen der Strömungsgeschwindigkeit erfaßt werden können. Da die Schmelzenströmung im KIT durch starke Turbulenzen geprägt ist, ist eine genaue Erfassung der Schwankung der Strömungsgeschwindigkeit von besonderem Interesse.

Das Meßprinzip dieses Sondentyps beruht auf dem *Faradayschen* Gesetz

$$\vec{E} = -(\vec{v} \times \vec{B}) \quad (3.18)$$

mit der elektrischen Feldstärke \vec{E} , der Geschwindigkeit \vec{v} und der magnetischen Flußdichte \vec{B} . Wird ein elektrischer Leiter in einem magnetischen Gleichfeld bewegt, wird in ihm eine elektrische Feldstärke induziert, deren Betrag nach (3.18) proportional zur Geschwindigkeit des Leiters und zur Größe der Flußdichte ist. Die Richtung ist senkrecht zum Vektor der Geschwindigkeit und zu dem des Magnetfeldes.

Bei Strömungsmessungen dient die Schmelze, die mit einer Geschwindigkeit \vec{v} durch das Feld eines Magneten strömt, als elektrischer Leiter. Senkrecht zur Bewegungsrichtung wird eine elektrische Feldstärke proportional zur Geschwindigkeit der Schmelze induziert, die mit einem Elektrodenpaar gemessen wird.

Bei Messungen in niedrigschmelzenden Werkstoffen kann zur Erzeugung des Feldes ein Permanentmagnet (PM) verwendet werden. Die Einsatztemperatur dieses Sondentyps ist auf 450 °C beschränkt [34]. Bei Temperaturen darüber tritt eine irreversible Schwächung des Magnetfeldes auf,

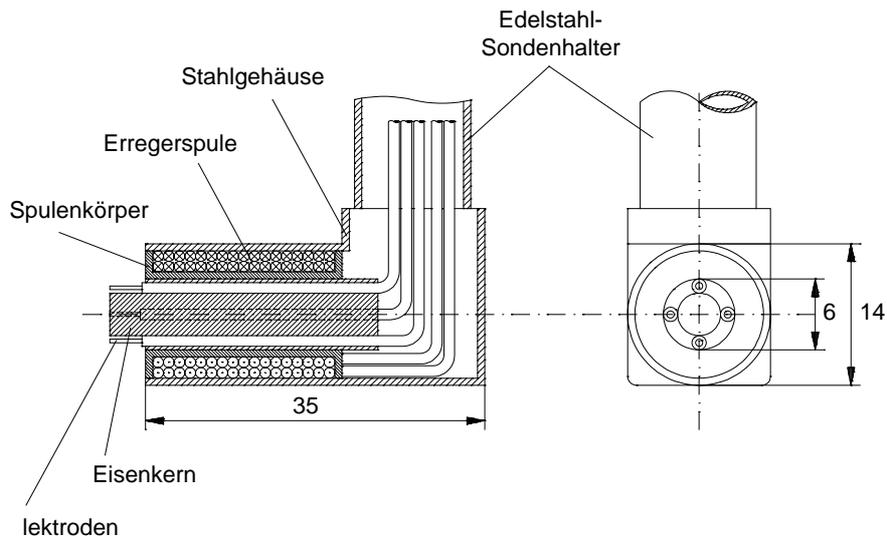


Abbildung 3.11: Elektromagnetsonde zur Messung der Strömungsgeschwindigkeit [34]

so daß diese Meßmethode in flüssigem Aluminium versagt. Das für die Messung notwendige Magnetfeld muß in höheren Temperaturbereichen mit Hilfe eines Elektromagneten (EM) erzeugt werden (Bild 3.11). Die auf diesem Prinzip beruhenden, am EWH entwickelten und gefertigten, Sonden wurden bereits erfolgreich in Aluminium eingesetzt [34]. Dabei wird der Permanentmagnet durch eine gleichstromdurchflossene Spule ersetzt. Der eingebrachte Eisenkern und das Gehäuse sind aus ferromagnetischem Stahl gefertigt, um eine hohe Induktion zu erreichen. Problematisch ist neben der größeren Bauform, die die Auflösung kleinerer Strömungsstrukturen verhindert, insbesondere die geringe Empfindlichkeit und die stark begrenzte Lebensdauer der EM-Sonden. Durch die kleinere magnetische Induktion der EM- gegenüber den PM-Sonden ist die Ausgangsspannung U der Elektroden kleiner und damit deutlich störungsanfälliger. Das weitaus größere Problem ist aber die chemische Aggressivität des flüssigen Aluminiums. Nach maximal einer Stunde Verweilzeit in der Schmelze ist der Stahlmantel der Sonde so weit korrodiert, daß die Schmelze ins Innere der Sonde eindringt und ein Kurzschluß der Meß- oder Stromversorgungsleitungen zum Ausfall der Sonde führt.

Im KIT kann zunächst von einem axialsymmetrischen Strömungsfeld ausgegangen werden. Im Innern des Tiegels ist in einiger Entfernung von der geschlitzten Tiegelwand ein nahezu axialsymmetrisches EM-Feld vorhanden. Die hiervon angetriebene Strömung kann daher als zweidimensional betrachtet werden. Die Schmelze strömt nur in der transversalen Ebene mit v_r und v_z . Die Geschwindigkeit \vec{v} ist dabei unabhängig von der azimuthalen Koordinate ϕ und die azimuthale Komponente der Strömungsgeschwindigkeit v_ϕ ist identisch null.

Für die Beschreibung der Schmelzenströmung reicht daher die Messung in einer Tiegelhälfte entlang eines Durchmessers aus. Um den Vektor der Strömungsgeschwindigkeit zu erfassen, wird eine Transversalsonde mit zwei Elektrodenpaaren benötigt. An diesen können die Spannungen U_r und U_z gemessen werden. Mit den Kalibrierfaktoren k_r und k_z kann der Betrag der Geschwindigkeit

mit

$$|\vec{v}(r, z)| = \sqrt{\left(\frac{U_r}{k_r}\right)^2 + \left(\frac{U_z}{k_z}\right)^2} \quad (3.19)$$

und die Richtung der Strömung ermittelt werden. Aus den Zeitverläufen der Strömungsgeschwindigkeit können weiterhin Kenngrößen zur Beschreibung der Turbulenz berechnet werden.

Meßsystem

Die bei der Strömungsmessung aufgenommenen Signale sind durch ihre extrem kleine Amplitude im Bereich weniger μV gekennzeichnet. Die Meßsignale müssen daher entsprechend aufbereitet werden. Für die Weiterverarbeitung der von der Meßsonde abgegebenen Spannungen der r - und z -Komponente der Geschwindigkeit wird ein 2-Kanal-Meßsystem verwendet.

Das System sorgt für eine Filterung, Verstärkung und Speicherung des Signals. Um die Störspannungen vom Nutzsignal zu trennen, wird ein passiver Tiefpaß mit der Grenzfrequenz von 5 Hz verwendet. Nach der Verstärkung und der galvanischen Trennung durch ein DC-Trennmodul erfolgt eine Filterung mit einem aktiven Tiefpaßfilter. Der A/D-Wandler stellt die Daten dem Rechner in digitaler Form zur Speicherung und Weiterverarbeitung zur Verfügung. Zur Abtastung des Signals wird auf der Basis vorliegender Erfahrungswerte eine Frequenz von 18 Hz und eine Meßzeit von 56 s verwendet [34].

3.3 Mathematische Modellierung

Durch die Entwicklung mathematischer Modelle und ihre Umsetzung in numerische Berechnungsprogramme für den KIT werden Werkzeuge geschaffen, welche die physikalischen Phänomene nachbilden. Durch die Verwendung dieser Modelle können die Zusammenhänge theoretisch besser durchdrungen werden. Sie ermöglichen zudem umfangreiche Parameterstudien, die ebenfalls zu einem besseren Verständnis der Abhängigkeiten und Effekte führen. Untersuchungen, deren experimenteller Aufwand nicht zu vertreten ist, können durch den Einsatz mathematischer Modelle ersetzt werden. Die Entwicklung der mathematischen Modelle für das EM-Feld der Anordnung und das HD/T-Feld der Schmelze wird hier bewußt nur kurz beleuchtet, da in [44, 37, 26] eine detaillierte Abhandlung vorliegt.

Die den KIT beschreibenden elektromagnetischen, thermischen und hydrodynamischen Feldgrößen stellen durch ihre Kopplung ein komplexes dreidimensionales Problem dar. Eine vollständige Lösung aller Feldgleichungen ist mit den derzeit zur Verfügung stehenden Rechnern nicht möglich, so daß das System soweit wie möglich entkoppelt bzw. vereinfacht wird. Die durchgeführten Vereinfachungen basieren auf qualitativen Beobachtungen beim Schmelzen sowie auf bekannten

Abhängigkeiten. Nachfolgend werden die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten mathematischen Modelle zur Beschreibung des EM-Feldes des KITs und des HD/T-Feldes der Schmelze kurz sowie die Berechnungsmethoden für die Phasengrenze zwischen Skull und Schmelze und das Kühlsystem des Tiegels ausführlich erläutert.

3.3.1 Elektromagnetisches Feld und freie Oberfläche

Die Grundlage aller physikalischen Effekte im KIT ist das EM-Feld, das durch den im Induktor fließenden Strom hervorgerufen wird. Eine exakte Berechnung der elektromagnetischen Vorgänge ist daher die entscheidene Voraussetzung für eine detaillierte Analyse des Ofens.

Bei der mathematischen Beschreibung des EM-Feldes kann von einem quasistationären Feld ausgegangen werden, da alle Abmessungen der Anlage weitaus kleiner sind als die auftretenden Wellenlängen. Die Verschiebungsstromdichte wird in allen Fällen aufgrund der guten elektrischen Leitfähigkeit vernachlässigt. Hinsichtlich des EM-Feldes unterscheidet sich der KIT vom herkömmlichen ITO in erster Linie durch den elektrisch leitenden geschlitzten Kupfertiegel und die stärker ausgeprägte Badkuppe. Beide Effekte führen zu einer erheblich komplizierteren Ausbildung und damit Beschreibung des EM-Feldes. Die Schlitze verursachen eine dreidimensionale (3D) Verteilung des EM-Feldes. Durch die ausgeprägte Badkuppe kann das EM-Feld nur iterativ, mit einer Veränderung der Badkuppenkontur zwischen den einzelnen Berechnungsschritten, bestimmt werden. Folglich muß ein effizientes Berechnungsmodell verwendet werden, um zu zeintensive Berechnungen der Schmelzengeometrie und des EM-Feldes zu vermeiden.

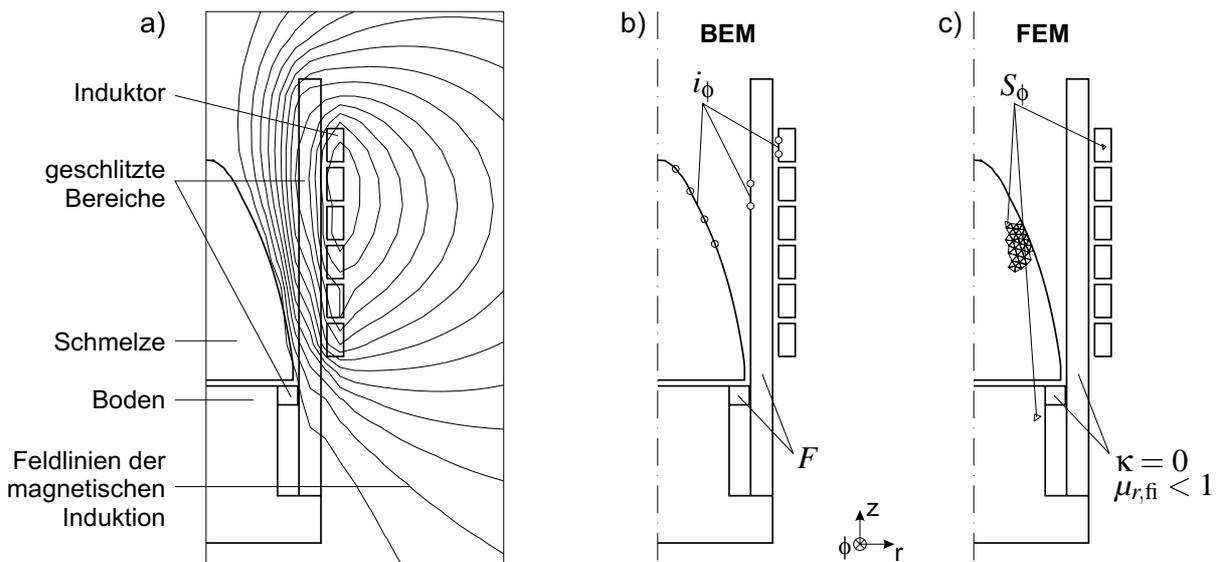


Abbildung 3.12: Prinzipielle Anordnung a) zur zweidimensionalen Berechnung des EM-Feldes in einem geschlitzten Kupfertiegel mit der BEM b) bzw. der FEM c) mit beispielhafter Diskretisierung

Da das EM-Feld nur in der Nähe der Tiegelwand eine 3D-Struktur aufweist, kann es in guter Näherung zweidimensional (2D) berechnet werden (Bild 3.12). Für hochleitfähige Einsatzmaterialien mit sehr geringen EM-Eindringtiefen wird die Boundary-Element-Methode (BEM) verwendet. Das 3D-Feld wird durch zwei 2D-Teilfelder, eins außerhalb der Palisade und eins im Schlitzbereich, beschrieben. Von der in [26] ausführlich dargelegten Ableitung soll an dieser Stelle nur der wesentliche Teil mit den beschreibenden Gleichungen erwähnt werden.

Aufgrund der hohen elektrischen Leitfähigkeit der elektromagnetisch wirksamen Teile und der hohen Frequenz kommt es zu einem ausgeprägten Skineneffekt und es fließt nur auf den Oberflächen ein Strombelag \vec{i} . Die elektromagnetische Eindringtiefe δ gemäß

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\kappa\pi f\mu}}, \quad (3.20)$$

in der dieser Strom fließt, ist sehr klein gegenüber allen anderen Abmessungen. Das Innere der leitenden Systemkomponenten ist nahezu feldfrei. Für die Berechnung werden nur die Konturen im Schnitt der Anordnung mit Linienelementen vernetzt, in denen der Strombelag i_ϕ in azimuthaler Richtung fließt (Bild 3.12b). Außerhalb des Schlitzes liegt ein rein axialsymmetrisches EM-Feld mit

$$\Delta_\phi \vec{A} = 0, \quad B_r = -\frac{\partial A_\phi}{\partial z}, \quad B_z = \frac{1}{r} \frac{\partial(rA_\phi)}{\partial r} \quad (3.21)$$

vor, wobei A_ϕ das Vektorpotential und B_r sowie B_z die Magnetfeldkomponenten darstellen. In den geschlitzten Bereichen liegt aufgrund der kleinen Schlitzbreite auch ein 2D-EM-Feld vor. Mit der Divergenzfreiheit des Strombelages \vec{i} in der Schlitzwand und des Magnetfeldes \vec{B} im Schlitzbereich kann eine Potentialfunktion F gemäß

$$\vec{i} = \text{grad} F \quad \text{mit} \quad \vec{i} = \begin{pmatrix} i_r \\ 0 \\ i_z \end{pmatrix} \quad (3.22)$$

definiert werden. Die Divergenzfreiheit des Strombelages führt mit (3.22) dann unmittelbar auf die Laplace-Gleichung

$$\Delta F = 0 \quad (3.23)$$

in der Schlitzwand.

Zur mathematischen Beschreibung der Kopplung beider Teilfelder wird die Divergenzfreiheit der magnetischen Induktion und des Strombelages auf der Schlitzgrenze verwendet. Die Divergenzfreiheit der magnetischen Induktion führt mit (3.21) und (3.22) zu

$$\frac{\mu_0 n (b + \sqrt{2}\delta)}{2\pi} \frac{\partial F}{\partial \tau} = \frac{\partial(rA_\phi)}{\partial \tau} \quad (3.24)$$

und die Divergenzfreiheit des Stromes führt zu

$$i_\phi = \frac{\partial F}{\partial n} + \frac{(b + \sqrt{2}\delta)}{\pi} \ln \left(\frac{2\pi r}{n(b + \sqrt{2}\delta)} \right) \frac{\partial^2 F}{\partial \tau^2}. \quad (3.25)$$

mit den partiellen Ableitungen in normaler $\frac{\partial}{\partial n}$ bzw. tangentialer Richtung $\frac{\partial}{\partial \tau}$ und b als Schlitzbreite [26]. Mit den Differentialgleichungen außerhalb (3.21) und innerhalb des Schlitzes (3.23) sowie den Koppelbedingungen beider Teilfelder (3.24) und (3.25) ist das EM-Problem beschrieben. Für eine detaillierte Darstellung der Zusammenhänge und die numerische Umsetzung sei auf [37, 26] verwiesen.

Problematisch ist die verwendete BEM bei Einsatzmaterialien mit größeren elektromagnetischen Eindringtiefen und bei Berechnungen, in denen die unterschiedlichen elektrischen Leitfähigkeiten von Skull und Schmelze berücksichtigt werden müssen. Für solche Berechnungen findet ein Modell mit der Methode der Finiten Elemente (FEM) Verwendung. Hierbei wird die in azimuthaler Richtung fließende Stromdichte S_ϕ auch innerhalb der Systemelemente berechnet (Bild 3.12c). Um die geschlitzte Tiegelwand mit dem mittleren Radius r_m zweidimensional berechnen zu können, läßt sich eine fiktive Permeabilität $\mu_{r,\text{fi}}$ mit

$$\mu_{r,\text{fi}} = \frac{n(b + \sqrt{2}\delta)}{2\pi r_m} \quad (3.26)$$

definieren [37]. Eine durchgehende Wand aus elektrisch nichtleitendem Material mit dieser fiktiven Permeabilität ist in Bezug auf das EM-Feld in einiger Entfernung äquivalent zu einer geschlitzten leitenden Wand, wie sie der Tiegel des KITs darstellt. Die numerische Umsetzung erfolgt mit dem Softwarepaket ANSYS.

Mit Hilfe der beschriebenen 2D-Modelle können das komplette EM-Feld mit Ausnahme der lokalen Feldgrößen in unmittelbarer Nähe der Tiegelwand und alle interessierenden Größen, wie umgesetzte Leistungen, elektrischer Wirkungsgrad, freie Oberfläche usw., bestimmt werden. Da das zugeschnittene Modell eine erheblich kürzere Rechenzeit als ein komplettes 3D-Modell aufweist und die integralen Größen des KITs mit ausreichender Genauigkeit bestimmt werden können, ist es gut für die iterative Berechnung der Schmelzenkontur geeignet.

Aufgrund der großen EM-Kräfte bildet sich im KIT eine stark ausgeprägte Badkuppe aus. Da die Geometrie der Schmelze auf das EM-Feld zurückwirkt, muß diese Berechnung iterativ erfolgen. Für die Bestimmung der freien Oberfläche der Schmelze kann von der hydrostatischen Näherung ausgegangen werden [45]. Der Einfluß der Schmelzenströmung auf die freie Oberfläche der Schmelze ist wegen des geringen Staudruckes der Strömung zu vernachlässigen. Damit werden EM- und HD-Feld voneinander entkoppelt und der Berechnungsaufwand drastisch reduziert. Die EM-Berechnung erfolgt dabei je nach Anwendungsfall mit der Hilfe der BEM oder der FEM.

Die Oberfläche der Schmelze ist eine Äquipotentialfläche des Druckes. Berücksichtigt werden der elektromagnetische Druck p_{EM} , der Druck p_{OS} der Oberflächenspannung γ und der Druck der

Flüssigkeitssäule p_g . Es ergibt sich somit für jeden Punkt der freien Oberfläche das Druckgleichgewicht

$$\text{const.} = p_{EM} + \gamma \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) - \rho g h = p_{EM} + p_{OS} + p_g \quad (3.27)$$

mit dem Abstand h des Punktes vom Scheitelpunkt der Schmelze und den Krümmungsradien R_1 und R_2 der Schmelzenoberfläche [26]. Der EM-Druck p_{EM} wird nach

$$p_{EM} = \begin{cases} \mu_0 \frac{i_\phi^2}{2} & \text{für } d/\delta \gg 1 \quad (\text{BEM}) \\ \int_0^\infty f_\xi(\xi) d\xi & \text{sonst} \quad (\text{FEM}) \end{cases} \quad (3.28)$$

abhängig vom gewählten EM-Modell bestimmt. Dabei ist f_ξ die im normalen Abstand ξ von der Schmelzenoberfläche wirkende Kraftdichte, deren Richtung ins Schmelzeninnere weist. Bei der BEM kann der Druck nach (3.28) direkt durch den Strombelag auf der Außenhaut der Schmelze bestimmt werden.

Nach jeder EM-Berechnung wird die freie Oberfläche entsprechend der resultierenden Kraftdifferenz verschoben und eine neue EM-Berechnung gestartet, bis das Kräftegleichgewicht nach (3.27) hinreichend genau erfüllt ist. Ergebnis ist die durch die EM-Kräfte bestimmte Badkuppe sowie alle im System fließenden Strombeläge bzw. Stromdichten, aus denen das EM-Feld und die integralen Größen berechnet werden können.

3.3.2 Strömungs- und Temperaturfeld der Schmelze

Die Berechnungen des hydrodynamischen und thermischen Feldes stellen ein wichtiges Werkzeug bei der Auslegung des KITs dar.

Die in einem induktiv geschmolzenen Metall fließenden Wirbelströme führen mit der magnetischen Induktion zu Kräften, die auf die Flüssigkeit wirken. Tritt in einem Fluid ein nichtkonservatives Kraftfeld auf, resultiert daraus eine zirkulierende Strömung. Der zeitliche Mittelwert der antreibenden Volumenkraftdichte \vec{f}_{EM} läßt sich mit Hilfe der Stromdichte \vec{J} und der magnetischen Induktion \vec{B} nach

$$\vec{f}_{EM} = \text{Re}\{\vec{J} \times \vec{B}^*\} \quad (3.29)$$

bestimmen. Neben diesem Gleichanteil existiert ein weiterer Kraftanteil mit einem harmonischen Zeitverlauf doppelter Betriebsfrequenz, der jedoch aufgrund seiner hohen Frequenz zu keinerlei Effekten innerhalb der Schmelze führt.

Beim induktiven Schmelzen im KIT bestimmen die EM-Kraftdichten das Strömungsfeld [37]. Die Metallschmelze kann als inkompressibles Fluid mit konstanter Dichte betrachtet werden. In dem

verwendeten Zylinderkoordinatensystem nimmt die für dieses Problem spezifizierte Bewegungsdifferentialgleichung der Geschwindigkeit \vec{v} nach *Navier* und *Stokes* somit die Form

$$\underbrace{\rho \left(\frac{1}{2} \text{grad} |\vec{v}|^2 - \vec{v} \times \text{rot} \vec{v} \right)}_{\text{konvektive Beschleunigungskraft}} = \underbrace{-\text{grad} p}_{\text{Druckkraft}} - \underbrace{\eta \text{rot rot} \vec{v}}_{\text{Reibkraft}} + \underbrace{\vec{f}_{EM}}_{\text{EM-Kraft}} \quad (3.30)$$

mit dem Druck p an. Dabei beschreibt der Beschleunigungsanteil das Bestreben eines massebehafteten Teilchens weder den Betrag noch die Richtung seiner Geschwindigkeit zu ändern. Die Druckkraft resultiert aus den Druckdifferenzen $\text{grad} p$ im Fluid. Die Reibkraft ist die bremsende Kraft, zwischen zwei Flüssigkeitsschichten, die mit einer Zähigkeit ungleich null aneinander vorbeigleiten. Der thermische Auftrieb in der Schmelze kann vernachlässigt werden, da diese gut durchmischt ist und keine großen Temperaturunterschiede vorliegen (vgl. Tabelle 3.2, S. 15).

Für Strömungen im KIT ergeben sich Reynoldszahlen im Bereich von $Re \approx 15000$ (vgl. Tabelle 3.2, S. 15), so daß es sich um eine turbulente Strömung handelt. Der mittleren Strömungsgeschwindigkeit ist ein stochastischer instationärer Anteil überlagert. Dieser turbulente Anteil entzieht der Hauptströmung Energie, die in Wärme umgewandelt wird und wie eine erhöhte Zähigkeit des Fluids erscheint. Diese sogenannte turbulente Viskosität η_t ist um mehrere Größenordnungen höher als die molekulare Viskosität η_{mol} des Fluids und ergibt mit dieser die effektive Viskosität

$$\eta_{\text{eff}} = \eta_{\text{mol}} + \eta_t \quad \text{mit } \eta_{\text{mol}} \ll \eta_t . \quad (3.31)$$

Zur Berücksichtigung dieser Effekte existieren unterschiedliche Turbulenzmodelle auf die im Abschnitt 4.3.4 eingegangen wird.

Die Temperaturgleichung nimmt im stationären Fall für ein Fluid mit konstanten Materialdaten und verteilten Wärmequellen p die Form

$$\rho c_p (\vec{v} \nabla \vartheta) = \lambda \Delta \vartheta + p \quad (3.32)$$

mit der Temperatur ϑ an. Da das EM-Feld und damit die EM-Kräfte im Innern des Tiegels in einigem Abstand von der Wand praktisch axialsymmetrisch sind [37, 44], können sowohl das T- als auch das HD-Feld trotz des geschlitzten Kupfertiegels zweidimensional berechnet werden. Die Geschwindigkeit weist damit nur eine r - und eine z -Komponente auf, die beide ebenso wie die Temperatur unabhängig von der azimuthalen Koordinate ϕ sind. Hierdurch wird der Berechnungsaufwand erheblich reduziert.

Für die Berechnung des HD/T-Feldes nach (3.30)–(3.32) müssen zuvor noch entsprechende Randbedingungen an den Gebietsgrenzen festgelegt werden (Bild 3.13). Eine wichtige Größe ist dabei der Ablösepunkt der Schmelze von der Tiegelwand, der die Randbedingungen für das HD/T-Feld beeinflusst. Die Schmelze wird oberhalb dieses Punktes von EM-Kräften gestützt, darunter hat sie Kontakt mit einer gekühlten Wand, an der sich der Skull bildet. Dort wo die Schmelze

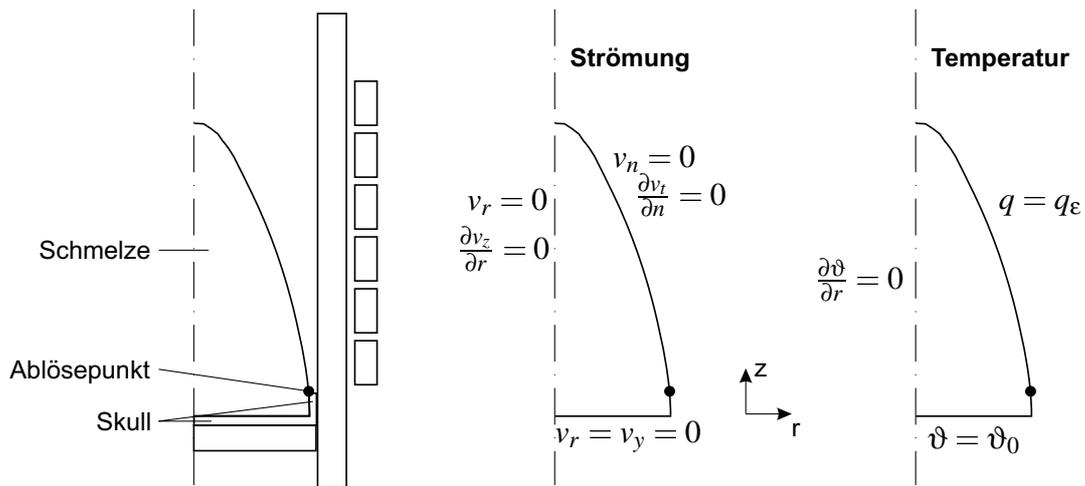


Abbildung 3.13: Prinzipielle Anordnung mit Randbedingungen zur zweidimensionalen Berechnung des Strömungsfeldes $\vec{v}(r, z)$ und des Temperaturfeldes $\vartheta(r, z)$ in der Schmelze mit der Schmelztemperatur ϑ_0 am Skull und der Verlustleistungsdichte q_ϵ an der freien Oberfläche

Kontakt zum Skull hat, sind alle Geschwindigkeitskomponenten identisch null, entsprechend der Haftbedingung. Die Temperatur ist an der Phasengrenze gleich der Schmelztemperatur ϑ_0 . An der Symmetrieachse und an der freien Oberfläche sind jeweils die Normalkomponente $v_r(r=0)$, v_n und die Ableitung der Tangentialkomponente $\frac{\partial v_z(r=0)}{\partial r}$, $\frac{\partial v_t}{\partial n}$ der Geschwindigkeit gleich null. Aus Symmetriegründen fließt kein Wärmestrom über die Tiegelachse. An der freien Schmelzenoberfläche kann Abstrahlung auftreten. Da längs der freien Oberfläche die Temperaturdifferenzen bezogen auf das Temperaturniveau sehr klein sind, kann von einer homogenen Wärmestromdichte q_ϵ ausgegangen werden, die sich in erster Näherung aus der Schmelztemperatur der Charge ergibt.

Die numerische Umsetzung der beschriebenen Gleichungen und Randbedingungen erfolgt mit dem kommerziellen Programmpaket CFD-ACE, das auf der Finite-Volumen-Methode basiert [46]. Für Details bezüglich der Berechnungen sei auf [37, 44] verwiesen.

3.3.3 Skull

Zur Analyse der Skullbildung im KIT wurden neben den im Abschnitt 3.2.4 beschriebenen Messungen auch numerische Berechnungen durchgeführt. Ein detailliertes Modell zur exakten Berechnung der Phasengrenze zwischen Skull und Schmelze müßte den konvektiven Wärmetransport in der Schmelze beinhalten. Eine Kopplung der Berechnung der Phasengrenze mit dem im vorherigen Abschnitt beschriebenen HD/T-Modell bedeutet einen entsprechend hohen Entwicklungs- und Berechnungsaufwand. Für eine effiziente Berechnung der Ausbildung des Skulls wird im folgenden ein geeignetes vereinfachtes Modell entworfen, um Parametereinflüsse schnell analysieren zu können. Das Hauptaugenmerk liegt dabei auf der Dicke des Bodenskulls. Der Skull an der seitlichen

Tiegelwand wird hingegen primär durch seine Höhe, also den Ablösepunkt charakterisiert. Aus experimentellen Untersuchungen ist bekannt, daß seine Dicke im Gegensatz zu der des Bodenskulls kaum von den Betriebsparametern abhängt (vgl. Abschnitt 4.5.2).

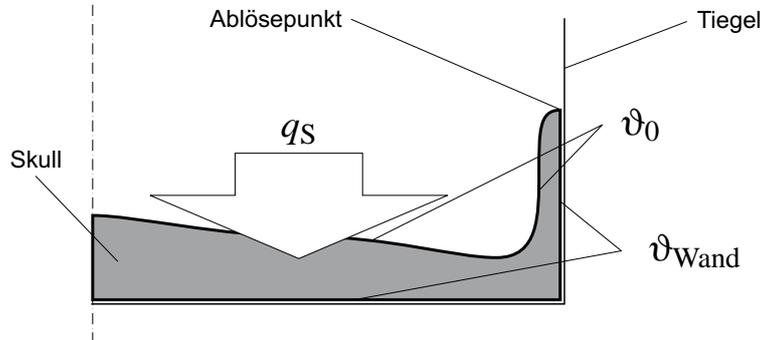


Abbildung 3.14: Thermisches Modell für die Berechnung des Skulls

Die Dicke und die Form des Skulls können sich über eine Verschiebung der Phasengrenze prinzipiell frei einstellen. Sie ergeben sich im thermisch stationären Fall aus dem Temperaturunterschied zwischen der Schmelze und dem Tiegel, der Wärmeleitfähigkeit des Einsatzmaterials in der festen Phase und der in der Schmelze umgesetzten Leistung, die über den Skull abgeführt wird. Der Skull stellt somit einen Wärmewiderstand zwischen der Schmelze und dem Tiegel dar und bestimmt damit gemeinsam mit der über die freie Schmelzenoberfläche abgegebenen Strahlung die Wärmeverluste der Schmelze.

Bei bekannten Randtemperaturen des Skulls an der Phasengrenze und am Tiegel wird die Skulkontur allein durch die Wärmestromdichte q_S , die aus der Schmelze in den wassergekühlten Kupferboden eintritt, bestimmt (Bild 3.14). Daher reicht für eine Beschreibung des thermischen Systems ein Modell aus, das in der Schmelze in Skullnähe eine ähnliche Temperaturverteilung beschreibt, wie sie in der Realität auftritt.

In Fluiden kann Wärme sowohl diffusiv als auch konvektiv transportiert werden. Bei der durch Turbulenzen geprägten Strömung im KIT nimmt der durch die turbulente Wärmeleitfähigkeit der Schmelze verursachte diffusive Transport einen größeren Anteil am gesamten Wärmetransport ein als bei laminaren Strömungen. Bei ausgeprägter Turbulenz mit $Re \approx 15\,000$ kann der konvektive Anteil des Wärmetransportes gegenüber dem diffusiven in erster Näherung vernachlässigt werden. Für die Schmelze wird eine effektive Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{liq,eff}}$ definiert, die den durch die Turbulenz erhöhten Wärmetransport beschreibt. Da die Wärmequellen ausschließlich in einer sehr dünnen Randschicht und nicht im Volumen auftreten, vereinfacht sich die Differentialgleichung für die Temperatur (3.32) im stationären Fall zur *Laplace-Gleichung*

$$\lambda \Delta \vartheta = 0 \quad \text{mit } \lambda = \begin{cases} \lambda_{\text{sol}} & \text{für } \vartheta \leq \vartheta_0 \\ \lambda_{\text{liq,eff}} & \text{für } \vartheta > \vartheta_0 \end{cases} . \quad (3.33)$$

In diesem Spezialfall ist die Wärmestromdichte in jedem Punkt innerhalb des Fluids nach *Fourier*

direkt proportional zum Temperaturgradienten, wie es in Feststoffen der Fall ist. Folglich gilt (3.33) nicht nur im festen Skull, sondern auch in der Schmelze. Für die Berechnung werden beide Phasen der Charge als ein Kontinuum mit unterschiedlichen thermischen Leitfähigkeiten λ aufgefaßt. Die Tiegeltemperatur und die in die Schmelze eingeprägte Leistung ist bekannt. Die Phasengrenze ergibt sich schließlich als die Isotherme mit der Schmelztemperatur ϑ_0 .

Die in der Schmelze wirksame effektive Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{liq,eff}}$ beeinflusst bei dieser Beschreibung zwar das Temperaturniveau, nicht aber die Struktur des Temperaturfeldes. Auf eine komplizierte orts- bzw. temperaturabhängige Angabe der Materialdaten kann in diesem Fall verzichtet werden, da die Änderung der Wärmeleitfähigkeit λ mit der Lage der Isothermen ϑ_0 identisch ist. Da es sich um ein lineares Problem handelt, kann das Temperaturfeld im gesamten Berechnungsgebiet, also in der Schmelze und im Skull, ohne temperaturabhängige Materialdaten mit Hilfe von (3.33) und der Wärmeleitfähigkeit der festen Phase λ_{sol} berechnet werden. Das im Skull berechnete Temperaturfeld entspricht dem real vorhandenen. Soll auch die Schmelztemperatur abgeschätzt werden, kann die Temperaturverteilung im Fluid mit den beiden Stoffwerten λ_{sol} und $\lambda_{\text{liq,eff}}$ aus der mit der obigen Näherung berechneten Temperaturverteilung im Schmelzengebiet bestimmt werden. Für die Verwendung dieses robusten Modells spricht auch die Erkenntnis, daß die Strömungsgeschwindigkeit im KIT nicht so stark von den Betriebsgrößen abhängt, wie es vom herkömmlichen ITO bekannt ist. Im ITO ist die Strömungsgeschwindigkeit in allen Punkten proportional zum Induktorstrom [34], da die Schmelze kaum deformiert wird. In den Abschnitten 4.4.2 und 4.4.3 wird gezeigt, daß diese Gesetzmäßigkeit im KIT nicht gültig ist. Folglich liegt der konvektive Wärmetransport etwa immer in der gleichen Größenordnung und kann bei einer integralen Betrachtung der Verlustwärmeströme zur Bestimmung der Skullkontur außer acht gelassen werden.

Wenn der Wunsch nach einer exakten Analyse der Skullgeometrie besteht, kann das beschriebene Modell eine gekoppelte Berechnung von Schmelzenströmung und Skull bei der Bestimmung der Phasengrenze nicht ersetzen, da in der Realität eine Verschleppung des Temperaturfeldes durch die Schmelzenströmung eintritt [44]. Das Modell ermöglicht aber eine akzeptable Abschätzung der zu erwartenden Skullgeometrie und der fließenden Wärmeströme bei drastisch reduziertem Berechnungsaufwand. Die Abhängigkeiten von Betriebsparametern lassen sich hinreichend genau beschreiben, wie im Abschnitt 4.5 aufgezeigt wird.

Die numerische Umsetzung des obigen Modells zur Bestimmung der Skulldicke erfolgt mit dem kommerziellen FEM-Programmpaket ANSYS [47]. Das Berechnungsgebiet wird mit Dreieckselementen diskretisiert (Bild 3.15). Als Eingangsgrößen für die thermische Berechnung werden die bei der EM-Berechnung bestimmten Stromdichten verwendet, aus denen die Verteilung der EM-Wärmequellen berechnet werden kann. Die Wärmequellendichte tritt nur in einer sehr dünnen oberflächennahen Schicht am Rand der Schmelze auf. Aus thermischer Sicht ist dies einer Wärme-

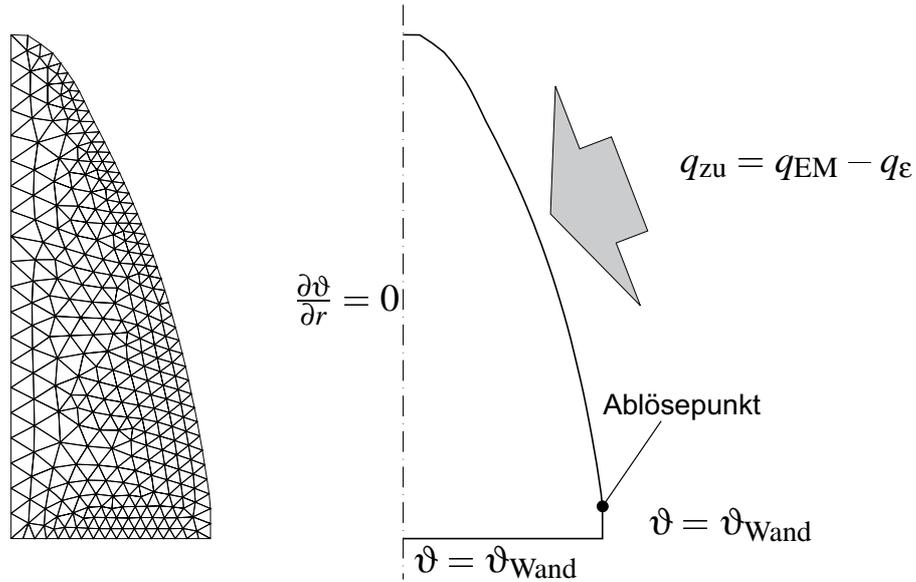


Abbildung 3.15: Diskretisierung (gröber dargestellt) und Temperaturrandbedingungen für die Berechnung der Skullgeometrie

stromdichte q_{EM} äquivalent, die von außen in die Schmelze eindringt. Da die Schmelzenoberfläche auch Abstrahlungsverluste aufweist, wird von der eingebrachten Leistungsdichte die Verlustwärmestromdichte q_{ϵ} subtrahiert, um die in die Schmelze eintretende Wärmestromdichte q_{zu} zu bestimmen. Auf der Symmetrieachse ist die radiale Ableitung der Temperatur identisch null. Am Boden und im Bereich des Kontaktes von Schmelze und Tiegelwand unterhalb des Ablösepunktes nimmt der Skull die Wandtemperatur des Tiegels an, die aus Messungen bekannt ist. Mit den beschriebenen Randbedingungen wird die Differentialgleichung (3.33) gelöst und die Isotherme mit dem Wert $\vartheta = \vartheta_0$ bestimmt.

3.3.4 Kühlsystem des Tiegels

Um die schützende Schicht des Einsatzmaterials im Kupfertiegel zu garantieren, muß dieser immer ausreichend gekühlt werden. Im KIT erfolgt diese Kühlung mit Wasser als Kühlmedium, welches in Kanälen durch den Tiegel strömt. Die Temperatur des Tiegels muß immer unter der Schmelztemperatur der Charge und seiner eigenen Schmelztemperatur gehalten werden, damit die Verunreinigung der Schmelze bzw. eine Schädigung des Tiegels verhindert wird. Insbesondere bei TiAl als Schmelzgut ist dies von besonderer Bedeutung, da die Schmelztemperatur der Charge über der des Tiegelmaterials liegt. Eine unzureichende Kühlung des Tiegels bedeutet dabei zwangsläufig eine akute Gefährdung des Tiegels. Die Wassertemperaturen werden bei der Schmelzanlage nur als Mischungstemperaturen im Vor- und Rücklauf in einiger Entfernung von den aktiven Bereichen des Tiegels erfaßt, so daß keine Aussagen über die lokal auftretenden Temperaturen getroffen werden können. Diese können durchaus weit über der im Rücklauf meßbaren Temperatur des

Mischwassers liegen. Für eine Gefährdung des Tiegels ist die höchste Kupfer- bzw. Wassertemperatur maßgebend. Die Auslegung des Kühlsystems erfolgt bei den zur Zeit verwendeten Tiegel auf der Basis empirischer Erfahrungen. Eine detaillierte Analyse des Wärmetransportes im Boden und in den Palisaden liegt bisher noch nicht vor.

Für den Betrieb des KITs muß eine Optimierung der Kühlung erfolgen, da eine zu starke Kühlung einen zu dicken Skull mit den entsprechenden Problemen beim Legierungsaufbau herbeiführt (vgl. Abschnitt 3.2.4), eine zu schwache Kühlung den Tiegel bzw. die Schmelzenreinheit gefährdet. Die zunächst einfachste Lösung zur Beeinflussung der Tiegeltemperatur, eine Änderung des Kühlwasserdurchflusses, ist sowohl aus verfahrenstechnischer als auch betriebswirtschaftlicher Sicht ungünstig, da immer die Temperatur im gesamten Tiegel geändert wird. Außerdem führt eine Erhöhung des Durchflusses zu einem überproportionalen Anstieg der benötigten Pumpenleistung und den damit verbundenen Anschaffungs- und Energiekosten. Aus diesem Grund sollen die Strömungsverhältnisse im Boden analysiert werden, um kritische Stellen zu erkennen. Mittel hierfür ist eine konstruktive Änderung des Strömungskanals, um die Strömung und damit den Wärmeübergang gezielt lokal zu beeinflussen.

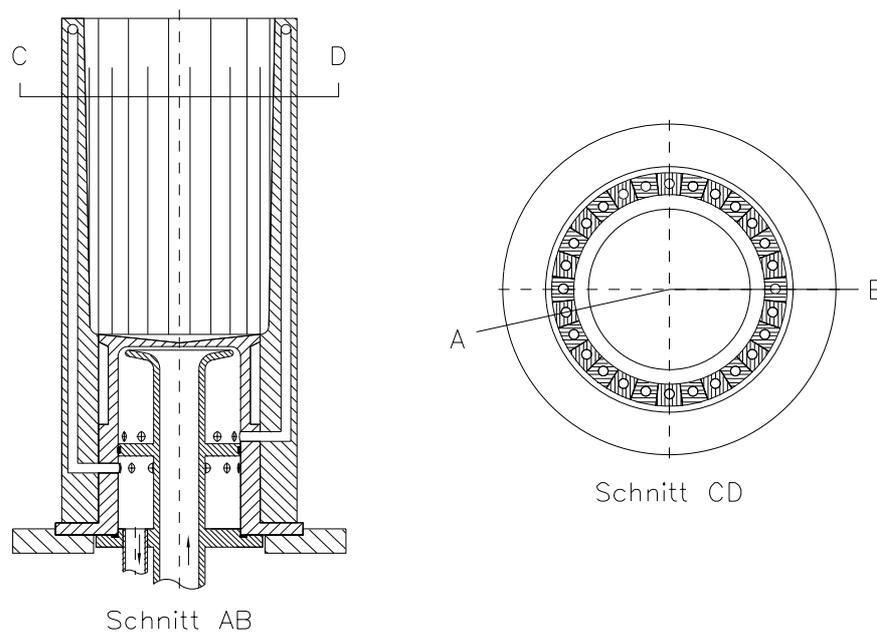


Abbildung 3.16: Kupfertiegel mit Kühlkanälen im Schnitt (links) und von oben (rechts)

Mit dem geschlitzten und von Kühlkanälen durchzogenen Kupfertiegel stellt der gesamte KIT eine komplexe dreidimensionale Struktur dar (Bild 3.16). Er setzt sich aus einem Bodenteil und aus der Tiegelwand, entstehend aus den Palisaden, zusammen. Das Kühlwasser strömt zentrisch von unten in den Boden ein. Beim Auftreffen auf die Bodenunterseite wird es radial nach außen gelenkt um über einen Bogen wieder nach unten zu fließen. Durch die seitlichen Bohrungen tritt es in die Palisade ein und strömt in dieser nach oben (rechte Tiegelhälfte). In der benachbarten Palisadenhälfte fließt das Wasser wiederum nach unten und durch die radiale Bohrung in Richtung

des Zentrums (linke Tiegelhälfte), um den Bodenbereich wieder nach unten zu verlassen.

Für die Analyse der Temperaturverteilung im Tiegel und im Kühlwasser muß der Berechnungsaufwand soweit wie möglich reduziert werden, um realisierbare Rechenzeiten für durchzuführende Parameterstudien zu erhalten. Der Übergang vom Boden in die Palisade ist jeweils weit entfernt von den aktiven Bereichen beider Systemelemente, in denen die Wärme aus dem Tiegel ins Kühlwasser übergeht. Außerdem wird die Aufteilung der Verlustwärmeströme weitgehend durch die Form der freien Oberfläche bestimmt, da Boden und Palisade thermisch isoliert miteinander verbunden sind. Dies führt dazu, daß beide Teile getrennt voneinander betrachtet werden können. Auf die für die beiden Einzelteile im Rahmen von [48] entwickelten numerischen Modelle wird im folgenden näher eingegangen.

Eine weitere Vereinfachung ist die Entkopplung von Temperatur- und Strömungsfeld. Der thermische Auftrieb kann in dem durch eine Pumpe geförderten und sehr schnell strömenden Medium vernachlässigt werden. Damit ist das Strömungsfeld unabhängig vom Temperaturfeld und kann zuerst bestimmt werden. Nach dessen Berechnung erfolgt die Lösung der Differentialgleichung für die Temperatur. Für die numerische Lösung des hydrodynamischen und thermischen Problems wurde das kommerzielle Softwarepaket ANSYS/FLOTRAN auf der Basis der FEM verwendet [47]. Als Turbulenzmodell wurde das für Rohrströmungen bewährte k - ϵ -Modell genutzt.

Im Kupfertiegel trägt vor allem der konvektive Wärmeübergang zum Wasser zur Kühlung bei. Die Kupferpalisaden des KITs sind mit Bohrungen in axialer Richtung versehen, in denen Wasser als Kühlmedium strömt. Für die Betrachtung der Kühlungsvorgänge muß zunächst der Wärmeübergang im Kühlkanal von der Kupferpalisade an das Wasser betrachtet werden. Die beschreibende Größe für die konvektiv übertragbare Leistung ist der Wärmeübergangskoeffizient α . Die von der Palisade mit der Temperatur ϑ_{Cu} an das Wasser mit der Temperatur ϑ_W abgegebene Wärmestromdichte q läßt sich mit

$$q = \alpha(\vartheta_{Cu} - \vartheta_W) \quad (3.34)$$

bestimmen. Der Wärmeübergangskoeffizient hängt dabei von der Strömungsgeschwindigkeit, den Stoffwerten des Fluids sowie geometrischen Parametern ab und kann nach [49] bestimmt werden. Um eine möglichst gute Wärmeabfuhr zu gewährleisten, sind hohe Übergangskoeffizienten α anzustreben.

Palisade

Die seitliche Wand des Kupfertiegels ist aus mehreren einzelnen, gegeneinander thermisch und elektrisch isolierten, Palisaden zusammengesetzt. Aus Symmetriegründen reicht die Betrachtung einer Palisade aus. Das Wasser strömt in der Palisade in einer Bohrung aufwärts und durch die mit einer Querbohrung angeschlossene benachbarte Bohrung wieder abwärts (Bild 3.17). Der Ab-

stand der aktiven Bereiche und ihre Länge sind sehr groß gegenüber dem Rohrdurchmesser. Daher kann von einem komplett ausgebildeten Strömungsprofil ausgegangen werden. Da es sich um eine runde, lange, gerade Bohrung handelt, weist die Strömungsgeschwindigkeit nur eine z -Komponente v_z auf, deren Größe nicht von der axialen Koordinate z , sondern allein vom Abstand von der Symmetrieachse des Kanals $\sqrt{x^2 + y^2}$ abhängt. Für diese Geometrie liegen analytische Lösungsansätze vor, so daß eine numerische Berechnung des Strömungsfeldes unnötig ist. Die Berechnung der Temperaturverteilung innerhalb der Palisade reduziert sich damit auf ein rein thermisches Problem, wodurch der Aufwand erheblich vermindert wird.

Bei der thermischen Berechnung in den Palisaden läßt sich eine 3D-Modellierung nicht vermeiden, da im prismenförmigen Kupfer eine runde Bohrung plaziert ist. Die Temperaturverteilung und der Wärmestrom im Kupfer sind somit dreidimensional ausgeprägt. Aus Symmetriegründen ist es ausreichend, wenn ein Viertel einer Palisade, also ein halber Wasserkanal, betrachtet wird (Bild 3.17).

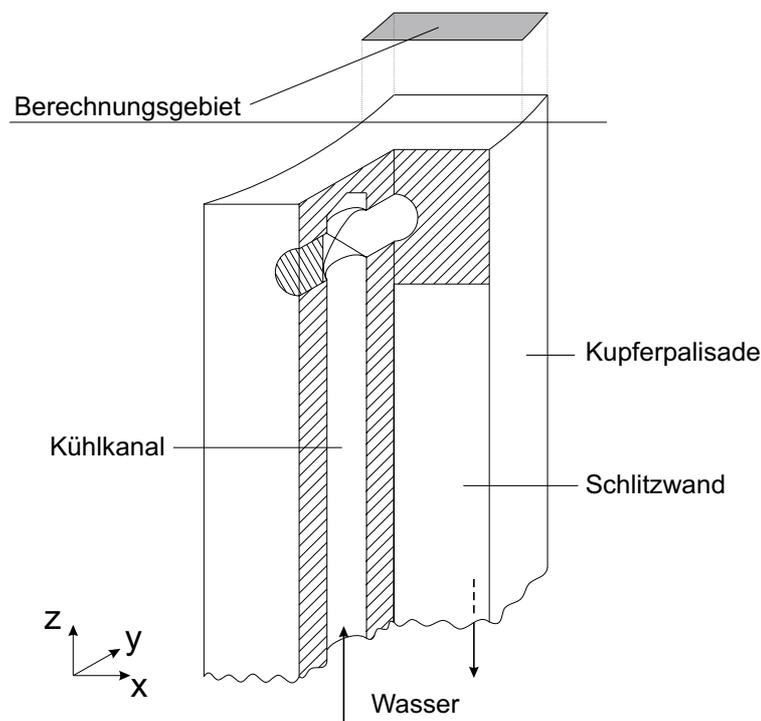


Abbildung 3.17: Schnitt durch den oberen Teil einer Palisade

Für die Analyse der Temperaturverteilung wird der Wärmeübergangskoeffizient α analytisch nach [49] bestimmt und als Randbedingung dritter Art im Inneren des wasserführenden Kanals angegeben. Da die EM-Eindringtiefe, in der die Wärmequellen verteilt sind, sehr gering gegenüber den Abmessungen der Palisade ist, wird die elektrische Verlustleistung, die durch den Stromfluß im Kupfer auftritt, durch eine Wärmestromdichte q_I eingepreßt (Bild 3.18). Diese ist nach EM-Berechnungen in sehr guter Näherung homogen im Induktorbereich verteilt. Wird der Induktor auf den Umfang der Palisade projiziert, ergibt sich der Bereich in dem die Tiegelverluste haupt-

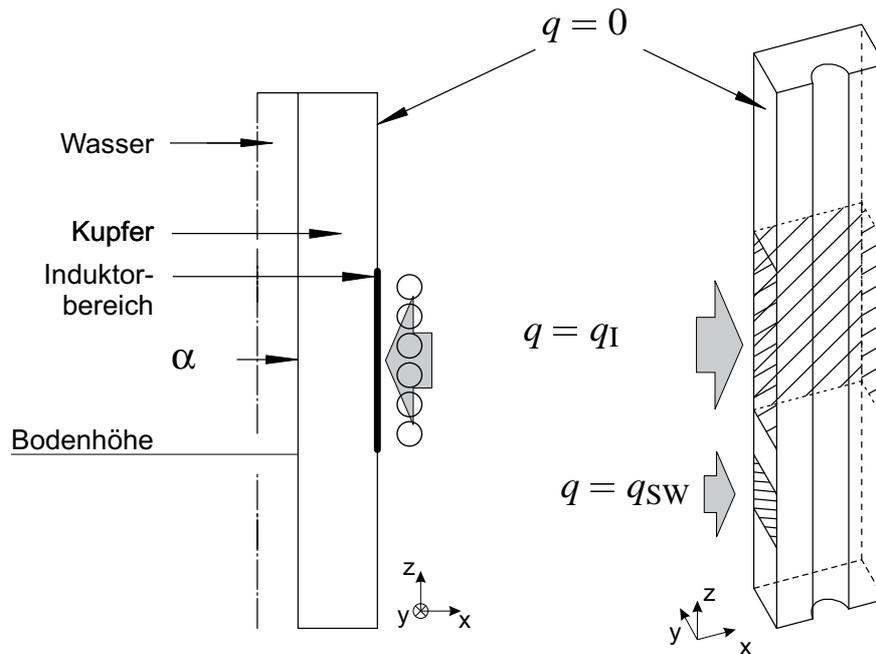


Abbildung 3.18: Randbedingungen für das Temperaturfeld in der Palisade (Viertel)

sächlich umgesetzt werden. Außerhalb dieses Bereiches klingt die Stromdichte in der Palisade und damit die elektrische Verlustleistung schnell ab. Um zusätzlich Wärmeleitungsverluste der Schmelze an die seitliche Tiegelwand durch den Skull bei einer nicht vollständig abgelösten Oberfläche zu berücksichtigen, kann an der Innenwand eine Wärmestromdichte q_{SW} eingepreßt werden. Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist der Kontaktbereich im Bild 3.18 nur unterhalb des Induktors gekennzeichnet. In der Realität tritt meist eine Überlappung beider Bereiche auf. Alle verbleibenden Flächen werden adiabatisch angenommen, da weitere Wärmeübertragungsmechanismen im Rahmen dieser Betrachtung vernachlässigt werden können.

Die Differentialgleichung der Temperatur wird im Kupfer gelöst. Es ergeben sich die Temperaturverteilung und die Wärmeströme anhand derer die thermisch kritischen Bereiche in der Tiegelwand charakterisiert werden können.

Boden

Über den Boden fließt der größte Teil des Verlustwärmestromes der Schmelze, da eine große Kontaktfläche mit dem Skull vorhanden ist. Die Wirbelstromverluste sind im Boden nahezu null. Zur Temperaturberechnung muß wiederum der Wärmeübergangskoeffizient an der Grenze Kupfer/Wasser bestimmt werden. Der Strömungskanal im Bodenbereich stellt jedoch eine weitaus kompliziertere Geometrie als der der Palisade dar. Eine analytische Beschreibung des Wärmeübergangskoeffizienten ist daher nicht möglich. Somit bleibt nur die Berechnung mit Hilfe eines hydrodynamischen Modells des Kühlkanals. Um den Berechnungsaufwand so gering wie möglich zu gestalten, werden zulässige Modellvereinfachungen vereinbart.

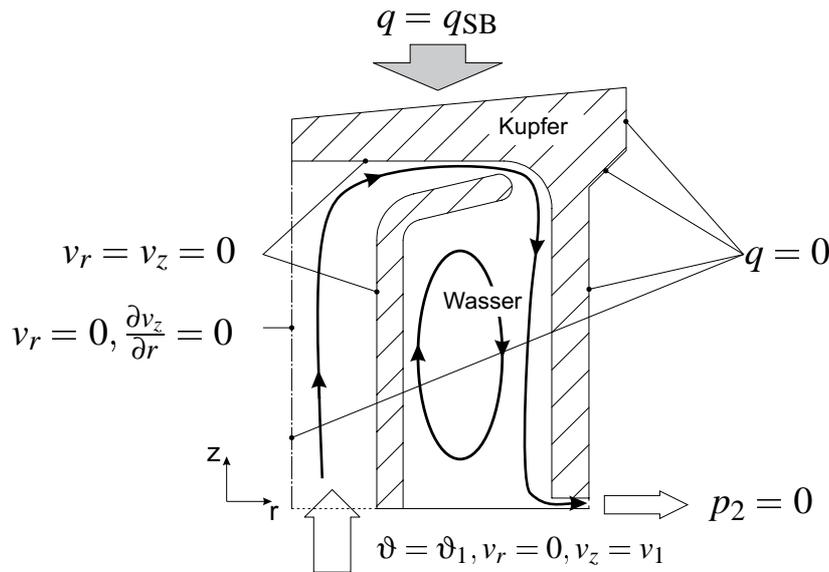


Abbildung 3.19: Randbedingungen für Strömungs- und Temperaturfeld im Tiegelboden

Die Bodenkonstruktion stellt nur im Ablaufbereich, in dem das Wasser durch Bohrungen in die Palisaden geführt wird, eine 3D-Struktur dar (vgl. Bild 3.16, S. 41). Der Einlauf und der aktive Bereich in der oberen Bodenkonstruktion hingegen sind axialsymmetrisch. Die Ablaufbohrungen sind von dem Bereich, der die Kühlvorgänge bestimmt, so weit entfernt, daß die im unteren Bereich vorherrschende 3D-Strömungsstruktur die Wärmeübertragung im oberen Bereich nicht beeinflusst. Folglich reicht ein axialer Schnitt durch den Boden zur Beschreibung des Gesamtsystems aus. Die Strömung kann dann zweidimensional berechnet werden (Bild 3.19). Es existieren nur Geschwindigkeitskomponenten in axialer und radialer Richtung v_r und v_z , die azimuthale Komponente ist identisch null. Die Querschnittsfläche des zylindermantelförmigen Auslaufs wird im 2D-Modell so groß gewählt, daß sie gleich der gesamten Querschnittsfläche aller n Bohrungen in radialer Richtung im Tiegel ist. Um Rechenzeit einzusparen, wurde die Gesamthöhe des Modells reduziert, da die Abmessungen des Wassergebietes das thermische Verhalten des Systems nicht beeinflussen.

Als Randbedingung für das Strömungsfeld wird an allen Wänden des Strömungskanals, also an der Grenze Kupfer/Wasser, die Haftbedingung gemäß $v_r = v_z = 0$ verwendet (Bild 3.19). Am Einlauf wird die axiale Geschwindigkeit $v_z = v_1$ und die Temperatur ϑ_1 , am Auslauf der Druck $p_2 = 0$ vorgegeben. Die Einströmgeschwindigkeit läßt sich anhand des bekannten Volumestromes des Kühlmediums bestimmen. An der Achse gelten die Symmetriebedingungen $v_r = 0$ und $\frac{\partial v_z}{\partial r} = 0$. Die Quelle für das Temperaturfeld ist die Wärmestromdichte q_{SB} , die durch den Bodenskull in den Kupferboden eindringt und aus EM-Berechnungen bekannt ist. Alle verbleibenden Flächen sind adiabatisch.

Nach der Berechnung mit ANSYS/FLOTRAN liegen das Strömungsfeld mit allen charakteristischen Größen, der Wärmeübergangskoeffizient sowie die Temperaturverteilung im Wasser und im

Kupfer vor. Bei der Analyse wird auch die Druckverteilung und insbesondere der Druckabfall im System betrachtet, um die Realisierbarkeit der durchgeführten Geometrieänderungen bezüglich der benötigten Pumpenleistung zu bewerten.

3.4 Methoden der statistischen Versuchsplanung

Eine häufige Fragestellung bei ingenieurwissenschaftlichen Problemen ist die Analyse komplizierter physikalischer Systeme bzw. die Optimierung der Ausgangsgröße eines Systems. Ziel ist es dabei kausale Zusammenhänge zwischen Ein- und Ausgangsgrößen zu erkennen bzw. Eingangsparameter derart einzustellen, daß eine Ausgangsgröße ihr Extremum annimmt. Mit Hilfe empirischer Untersuchungen können Fragestellungen dieser Art beantwortet werden. Dabei ist häufig der Wunsch nach einer Minimierung der Versuchanzahl aufgrund des hohen Zeit- oder Kostenaufwandes vorhanden. Insbesondere bei einer großen Anzahl von Einflußparametern, die auf das System einwirken, muß eine systematische Analyse sorgfältig geplant werden.

Speziell für umfangreiche und langwierige experimentelle Untersuchungen wurde die statistische Versuchsplanung (SVP), auch bekannt als Design of Experiments (DoE), entwickelt. Die entscheidende Idee bei diesem Verfahren ist, daß nicht nur die Auswertung der Versuchsdaten, sondern bereits die Planung der Experimente nach statistischen Methoden erfolgt. Die Grundlagen der SVP wurden im Jahr 1919 von *Ronald Fisher* gelegt [50]. Aufgrund der langen Versuchsdauern in der Landwirtschaft bei der Pflanzenzucht fand dieses Verfahren hier seine erste Anwendung im Jahr 1924 [51]. Das Einsparen von Versuchen durch gleichzeitiges Ändern mehrerer Eingangsgrößen im Gegensatz zur klassischen „Ein-Faktoren-Methode“, bei der immer nur ein Parameter geändert wird, führte zu einem sprunghaften Anstieg der Effektivität bei experimentellen Untersuchungen. In der Zeit von 1950 bis 1960 wurden Methoden entwickelt, die auch außerhalb der Landwirtschaft Anwendung fanden. Die SVP wird inzwischen in unterschiedlichsten Industriezweigen eingesetzt [52, 53, 54].

Die SVP soll bei den zahlreichen Studien zur Untersuchung des KITs dazu genutzt werden, den Versuchsaufwand möglichst gering zu halten und dabei zuverlässige Aussagen ermöglichen. Im folgenden werden die bei der SVP verwendeten Begriffe und die allgemeine Vorgehensweise vornehmlich auf der Basis von [51, 55] erläutert.

Eingangsgröße, Faktor: einzustellender Parameter, physikalische Einflußgröße des Systems

Ausgangsgröße: zu untersuchende, zu optimierende physikalische Größe des Systems

Einstellbereich: zulässiger Wertebereich der Einstellung genau eines Faktors zwischen dessen minimaler und maximaler Einstellung

Nebenbedingungen: systembedingte Abhängigkeit des Einstellbereiches einer Eingangsgröße von

der Einstellung einer anderen Eingangsgröße

Einfluß, Effekt: Maß für die Veränderung der Ausgangsgröße bei der Änderung einer Eingangsgröße

Versuchsraum: mathematischer Raum aller zulässigen Kombinationen der Faktoren

Haupteffekt: Einfluß genau eines Faktors auf die Ausgangsgröße

Wechselwirkung: Beeinflussung des Effektes eines Faktors durch einen anderen Faktor

Signifikanz: Maß dafür, daß eine Änderung der Ausgangsgröße auf eine Änderung einer Eingangsgröße und nicht auf zufällige Streuung zurückzuführen ist

Nullhypothese: Annahme, daß alle beobachteten Änderungen der Ausgangsgröße durch Streuungen und nicht durch Effekte zustande kommen

Irrtumswahrscheinlichkeit: Wahrscheinlichkeit, daß die Nullhypothese wahr ist

Effizienz: Maß für die Aussagekraft eines Versuchsplanes

Korrelation: Abhängigkeit zweier Größen voneinander

Bei der SVP wird von einem Regressionsmodell ausgegangen, in dem die Ausgangsgröße des zu untersuchenden Systems lineare und quadratische Abhängigkeiten von den n Eingangsgrößen x_i aufweist. Für die Ausgangsgröße y ergibt sich dann

$$y = C_0 + \underbrace{C_1x_1 + C_2x_2 + \dots + C_nx_n}_{n \text{ Haupteffekte}} + \underbrace{C_{11}x_1^2 + \dots + C_{nn}x_n^2}_{n \text{ quadratische Effekte}} + \underbrace{C_{12}x_1x_2 + \dots}_{m \text{ Wechselwirkungen}} \quad (3.35)$$

$$= \vec{c}^T \vec{x} \quad \text{mit } \vec{c} = \begin{pmatrix} C_0 \\ C_1 \\ \vdots \\ C_n \\ C_{11} \\ \vdots \\ C_{nn} \\ C_{12} \\ \vdots \\ C_{ij} \end{pmatrix} \quad \text{und } \vec{x} = \begin{pmatrix} 1 \\ x_1 \\ \vdots \\ x_n \\ x_1^2 \\ \vdots \\ x_n^2 \\ x_1x_2 \\ \vdots \\ x_ix_j \end{pmatrix} \quad \text{mit } i \neq j. \quad (3.36)$$

Für eine exakte Bestimmung des beschreibenden Polynoms (3.35) sind damit N_0 Versuche

$$N_0 = 2n + 1 + m \quad \text{mit } m_{\max} = \frac{n}{2}(n-1) \quad (3.37)$$

notwendig, wenn der Einfluß aller Parameter als quadratisch angenommen und m zweifache Wechselwirkungen berücksichtigt werden. Der Regressionskoeffizient C_i ist ein Maß für die Relevanz des Einflußparameters x_i bezüglich der Ausgangsgröße y . Der auch als Effekt bezeichnete Koeffizient C_i ist positiv, wenn eine Vergrößerung des Eingangsparameters x_i die Ausgangsgröße

vergrößert, negativ, wenn eine Vergrößerung von x_i die Ausgangsgröße verkleinert. Eine Wechselwirkung zwischen zwei Eingangsgrößen liegt vor, wenn die Änderung der Eingangsgröße x_i den Einfluß der Eingangsgröße x_j verändert. Beschrieben wird dieser Zusammenhang durch den Koeffizienten C_{ij} . Es gilt $m = m_{\max}$, wenn alle n Faktoren miteinander wechselwirken. Ist bekannt, daß einige Wechselwirkungen vernachlässigbar gering sind, reduziert sich der Versuchsaufwand entsprechend (3.37).

Bei dieser Vorgehensweise wächst die Versuchsanzahl im Gegensatz zu klassischen Untersuchungs- und Auswertungsmethoden nicht exponentiell mit der Anzahl der einfließenden Parameter, sondern deutlich langsamer, je nach zu berücksichtigenden Wechselwirkungen und quadratischen Abhängigkeiten.

Soll zusätzlich eine Aussage über die Genauigkeit der Regressionsgleichung (3.35) gemacht werden, sind weitere Versuche nötig, aus denen die Streuung der Versuchsergebnisse und damit die Genauigkeit des mathematischen Modells hervorgeht. Aus diesem Grund wird für die tatsächliche Anzahl an durchzuführenden Versuchen N eine größere Anzahl als die für die exakte Bestimmung des Polynoms (3.35) nach (3.37) benötigte Anzahl festgesetzt. Dies kann abhängig von der gewünschten Genauigkeit und der Sicherheit der Meßverfahren geschehen. Ein gebräuchlicher Wert für die Anzahl der durchzuführenden Versuche ist $N \approx 1,5N_0$. Zusätzlich ergibt sich dann die Irrtumswahrscheinlichkeit α_i , mit der der Koeffizient C_i falsch ist. Ein sehr kleiner Wert für α_i spricht für die richtige Bestimmung des Koeffizienten und damit für einen signifikanten Einfluß des Parameters also ein Verwerfen der Nullhypothese.

Vorgehensweise

Zu Beginn muß die zu untersuchende Ausgangsgröße des Systems definiert und das Ziel der Untersuchung bzw. Optimierung festgelegt werden (Bild 3.20). Danach erfolgt die Auflistung aller bekannten Einflußgrößen, die Wirkungen auf die Ausgangsgröße haben. Anhand bekannter Zusammenhänge oder Vermutungen muß nun das notwendige Modell festgelegt werden. Dabei ist zu entscheiden, ob die Effekte der Faktoren linear oder quadratisch angenommen werden. Zudem ist zu prüfen, ob zwischen einzelnen Faktoren Wechselwirkungen vorliegen. Können Wechselwirkungen mit Sicherheit ausgeschlossen werden, braucht der entsprechende Koeffizient nicht bestimmt zu werden, und das zu lösende Gleichungssystem wird um eine Gleichung reduziert.

Nach der Modellwahl werden die jeweiligen Einstellbereiche der einzelnen Faktoren und die dazugehörigen Einstellstufen festgelegt. Die Einstellbereiche dürfen nicht zu groß gewählt werden, da sonst der lineare bzw. quadratische Ansatz seine Gültigkeit verliert.

Nachdem die Ein- und Ausgangsgrößen bestimmt worden sind, erfolgt die Festlegung des Versuchsplanes. Hierbei existieren unterschiedliche Varianten, von denen die wichtigsten im Ab-

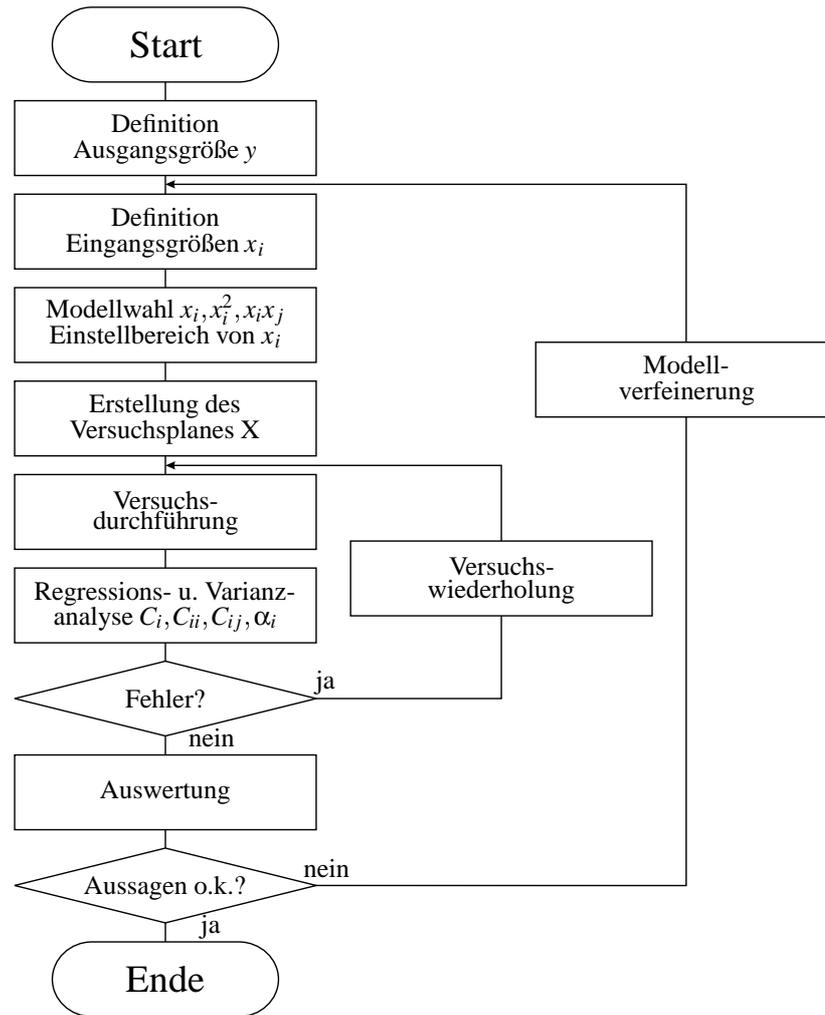


Abbildung 3.20: Vorgehensweise bei der statistischen Versuchsplanung (SVP)

schnitt 3.4.1 näher erläutert werden. Die Auswahl der Planungsmethode hängt u. a. von der zur Bestimmung der Regressionsgleichung notwendigen Anzahl der Versuche, dem Versuchsaufwand und der Reproduzierbarkeit der Messungen ab.

Nach der Durchführung der Versuche wird eine Regressions- und eine Varianzanalyse der Ergebnisse vorgenommen anhand derer eventuelle Fehlversuche erkannt werden können. Treten Fehlversuche auf, werden so oft Wiederholungsversuche durchgeführt, bis die Varianzanalyse ein zufriedenstellendes Ergebnis liefert (Bild 3.20). Dabei wird die Streuung der Versuchsergebnisse quantitativ erfaßt und bewertet. Sobald die Varianzanalyse und die statistischen Tests (Abschnitt 3.4.3) eine ausreichende Qualität des angenommenen Regressionsmodells bescheinigen, ist die mathematische Auswertung beendet. Danach erfolgt die Diskussion der gefundenen physikalischen Abhängigkeiten, bei der wesentliche von unwesentlichen Effekten getrennt werden. Wenn die erhaltenen Aussagen noch nicht den gewünschten entsprechen, wird mit Hilfe der gewonnenen Erkenntnis-

se eine erneute Analyse mit verfeinertem Modell durchgeführt. Die getroffenen Aussagen fließen dabei in die Wahl der Faktoren, des Modells und der Einstellbereiche ein.

Dabei werden Faktoren mit kleinen Effekten und geringen Wechselwirkungen vernachlässigt und die Einstellbereiche in Richtung des Optimums verschoben. Die beschriebene Vorgehensweise erfolgt iterativ, so daß das Regressionsmodell schrittweise verfeinert wird. Das Verfahren wird dann abgebrochen, wenn die Systemzusammenhänge in der gewünschten Form analysiert worden sind bzw. das Optimum der Ausgangsgröße gefunden wurde.

3.4.1 Versuchsplanung

Als Versuchsplan wird die Darstellung aller zu untersuchenden Einflußgrößen während der Versuche bezeichnet. Die Einstellung der Parameter beim Versuch k kann durch einen Vektor $\vec{x}_k = (x_1, \dots, x_n)^T$ beschrieben werden.

Der gesamte Versuchsplan mit N Versuchen und n Parametern läßt sich dann durch eine $N \times n$ -Matrix, der sogenannten Planmatrix X , der Form

$$X = \begin{pmatrix} x_{11} & x_{12} & \cdots & x_{1n} \\ x_{21} & x_{22} & \cdots & x_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ x_{N1} & x_{N2} & \cdots & x_{Nn} \end{pmatrix} \quad \text{mit } N_{\max} \geq N \geq N_0 \quad (3.38)$$

beschreiben, in der jede Zeile für einen Versuch und jede Spalte für eine Einflußgröße steht.

Bei komplizierteren Fragestellungen mit einer Vermischung von linearen und quadratischen Effekten sowie teilweise zu berücksichtigenden Wechselwirkungen lohnt sich die Anwendung spezieller Software zur Systemanalyse. Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Statistikpaket der Firma SAS INSTITUTE INC. verwendet [56, 57, 58]. Es erlaubt neben der statistischen Auswertung auch die Aufstellung von Versuchsplänen nach den Regeln der SVP.

Versuchspläne erster Ordnung

Der einfachste Fall ist die Untersuchung linearer Einflüsse, bei der die Faktoren auf genau zwei Stufen variiert werden. Man spricht in diesem Fall von einem Versuchsplan erster Ordnung. Alle Effekte C_{ii} in (3.35) sind identisch null. Für einen vollfaktoriellen Versuchsplan, also einen Versuchsplan bei dem alle Parameterkombinationen eingestellt werden, müßten 2^n Versuche durchgeführt werden. Müssen nicht alle Wechselwirkungen berücksichtigt werden, können teilfaktorisierte Pläne verwendet werden. Für weitere Einzelheiten sei auf [51] verwiesen.

Diese Form des Versuchsplanes dient der groben Übersicht über das System bzw. für lineare Zusammenhänge. Tendenzen der Faktoren können so mit relativ geringem Versuchsaufwand erkannt

werden.

Versuchspläne zweiter Ordnung

Oft ist eine lineare Näherung für den Einfluß eines Faktors nicht ausreichend. Wenn bekannt ist, daß der untersuchte Faktor im Versuchsraum ein Extremum aufweist bzw. nichtlinear auf die Ausgangsgröße einwirkt, muß das Regressionsmodell verfeinert werden. Der Einfluß wird in diesem Fall als quadratisch angenommen und der Faktor auf mindestens drei Stufen variiert. Es entsteht ein Versuchsplan zweiter Ordnung.

Zu den zwei Einstellungen des linearen Ansatzes wird eine mittlere Stufe hinzugefügt. Bei einem vollständigen Versuchsplan, bei dem alle Einflüsse quadratisch angenommen werden, müssen dementsprechend $N_{\max} = 3^n > N_0$ Versuche durchgeführt werden. Bei einer hohen Anzahl von Einflußgrößen werden so schnell die Grenzen der Realisierbarkeit erreicht.

D-optimal Design

Wenn aus einer gewissen Anzahl von möglichen Parameterkombinationen N_{\max} nur ein Teil im Experiment untersucht werden soll, muß eine sinnvolle Auswahl an durchzuführenden Versuchen getroffen werden. Das Ziel eines optimalen Versuchplanes ist die Minimierung der Versuchsanzahl N bei einem höchstmöglichen Informationsgehalt der Experimente. Hierfür ist es notwendig, daß zwischen den Spaltenvektoren \vec{x}_k keine Korrelation besteht, damit ein auftretender Effekt eindeutig einem Faktor zuzuordnen ist.

Es läßt sich zeigen, daß ein Versuchsraum dann die maximale Information über eine abhängige Variable liefert, wenn alle Effekte orthogonal und damit die Vektoren linear unabhängig sind [59]. Die Determinante D einer quadratischen Matrix ist ein Maß für die Unabhängigkeit ihrer Spaltenvektoren. Die Determinante der quadratischen symmetrischen $N \times N$ Matrix $X^T X$ eines Versuchplanes wird maximal, wenn dessen Versuche eine maximale Unabhängigkeit voneinander aufweisen. Versuchspläne, die auf diese Art gefunden werden, werden als D-optimal Design bezeichnet. Die optimale Versuchskonfiguration wird mit Hilfe der maximalen D-Effizienz aus

$$\text{D-Effizienz} = \frac{1}{N} \sqrt[n]{|X^T X|} \quad (3.39)$$

mit der Anzahl der untersuchten Effekte n und der Versuchsanzahl N bestimmt. Die D-Effizienz ist ein Maß für die Aussagekraft der Versuche. Für die Bestimmung ihres Maximums existieren verschiedene Algorithmen auf die in [60, 61, 62, 63] näher eingegangen wird.

Der entscheidende Vorteil des D-optimal Designs ist die hohe Flexibilität des Planes. Bereits durchgeführte Versuche können bei der Planerstellung berücksichtigt werden. Zudem können beliebige Nebenbedingungen angegeben werden. Außerdem ermöglicht dieser Plantyp auf relativ einfache

Weise die gemischte Verwendung linearer und quadratischer Ansätze für die unterschiedlichen Faktoren. Da die Ansätze entsprechend gewählt werden, kann so mit einem geringen Versuchsaufwand ein hoher Informationsgehalt aus den Experimenten gewonnen werden. Zudem ist es möglich, einen bereits durchgeführten Plan mit zusätzlichen Versuchen zu erweitern. Für komplexe Zusammenhänge mit vielen Faktoren bietet das D-optimal Design die günstigsten Voraussetzungen bei der Versuchsplanung.

Für die experimentellen Untersuchungen wurden größtenteils D-optimale Pläne verwendet, um den Versuchsaufwand möglichst gering zu halten und um Nebenbedingungen, die sich aus dem Betrieb der Schmelzanlage ergeben, berücksichtigen zu können. Auf die Aufstellung der Versuchspläne für die Untersuchungen wird in Abschnitt 4.1 näher eingegangen.

3.4.2 Versuchsdurchführung

Nach der Erstellung des Versuchsplanes erfolgt die Durchführung der Versuche. Ein wichtiger Punkt ist dabei eine zufällige Reihenfolge der Versuche. Es sollte keine Einflußgröße mit der Versuchsnummer korrelieren, um die Verfälschung der Ergebnisse durch einen Verschleiß des Versuchsaufbaus zu verhindern. Während der Durchführung der Versuche kann es durch unbekannte Effekte zu einem Verschleiß der Versuchsanordnung oder zu einer schleichenden Veränderung einer nicht erfaßten Eingangsgröße, wie z. B. der Reinheit der untersuchten Charge, kommen, durch die die Ausgangsgröße beeinflusst wird. Bei einer Korrelation von Versuchsnummer und Faktor wird der hierdurch auftretende Effekt fälschlicherweise dieser korrelierten Eingangsgröße zugeschrieben. Korreliert kein Faktor mit der Versuchsnummer, wird der mit der Zeit zunehmende Effekt als Fehler bzw. als Unzulänglichkeit des verwendeten Modells erkannt.

Bei Experimenten kommt es häufig vor, daß eine willkürliche Parameterreihenfolge mit aufwendigen Umbaumaßnahmen verbunden ist. In diesem Fall kann bei den Parametern, deren Änderung einen hohen Zeitaufwand erfordert, von der zufälligen Reihenfolge abgesehen werden. Dabei ist anschließend bei der Auswertung sorgfältig zu prüfen, ob eine Beeinflussung der Ergebnisse durch den Zeitpunkt des Versuches ausgeschlossen werden kann.

Für die Auswertung wird die Ausgangsgröße y aller Versuche als Ergebnisvektor \vec{y} angegeben. Aufgrund der übersichtlichen Matrixschreibweise bei der SVP können auch ohne größeren Aufwand mehrere Ausgangsgrößen ausgewertet werden. In diesem Fall erhält man die Ergebnismatrix Y mit je einer Spalte für eine Ausgangsgröße.

3.4.3 Auswertung von Versuchsplänen

Nach der Durchführung der Versuche erfolgt die statistische Auswertung der Ergebnisse. Dabei werden die Regressionskoeffizienten bestimmt sowie eine Aussage zur Gültigkeit der Regressi-

ongleichung gemacht. Dazu wird eine Regressions- und eine Varianzanalyse vorgenommen. Des weiteren werden statistische Tests durchgeführt, um zu prüfen, ob die berechneten Effekte signifikant sind. Für die im Rahmen dieser Arbeit realisierten SVP-Studien wurden dazu jeweils 10 bis 40 Versuche verwendet, um 3 bis 20 Koeffizienten zu bestimmen.

Regressionsanalyse

Zur Bestimmung der einzelnen Effekte müssen die Koeffizienten der Regressionsgleichung berechnet werden. Aus den N Versuchen mit den Einstellungen der Faktoren nach (3.38) und dem Ergebnisvektor \vec{y} ergibt sich ein Gleichungssystem der Form

$$\vec{y} = \mathbf{X}\vec{x} \quad (3.40)$$

mit N Gleichungen und N_0 Unbekannten. Wird (3.40) mit der Transponierten der Versuchsmatrix erweitert, ergibt sich schließlich

$$\vec{c} = (\mathbf{X}^T\mathbf{X})^{-1}\mathbf{X}^T\vec{y} \quad (3.41)$$

für den Regressionsvektor \vec{c} . Die Koeffizienten der Regressionsgleichung beschreiben die Effekte der einzelnen Faktoren. Um eine Aussage über die Wichtigkeit der Faktoren bezüglich der Ausgangsgröße zu erhalten, werden die Regressionskoeffizienten miteinander verglichen. Mit ihrer Größe kann das System beurteilt werden.

Aufgrund der übersichtlichen Matrizendarstellung können auch mehrere Ausgangsgrößen gleichzeitig untersucht werden. Je Ausgangsgröße ergibt sich eine neue Spalte auf der Ergebnisseite von (3.40). Als Beschreibung des Systems erhält man eine Matrix mit je einem Regressionsvektor für jede Ausgangsgröße.

Mit Hilfe der bei der SVP erhaltenen Ergebnisse können die einzelnen Parameter hinsichtlich ihrer Bedeutung für das System beurteilt werden und eine Verschiebung der Einstellgrößen in Richtung des Optimums erfolgen. Neben der Minimierung des Versuchsanzahl ist auch die gute Übersichtlichkeit der Versuchspläne von Vorteil, da die entscheidenden Aussagen mit wenigen Kennzahlen beschrieben werden.

Varianzanalyse

Nach der Bestimmung der Regressionsgleichung kann noch keine Aussage über deren Genauigkeit getroffen werden. Ist das Gleichungssystem aus (3.40) mit $N > N_0$ überbestimmt, können anhand der Abweichungen der einzelnen Versuchsergebnisse von der Regressionsgleichung Angaben zur Genauigkeit des Regressionsmodells gemacht werden. Dazu wird die Gesamtstreuung Q_{ges} in die

Regressionsstreuung Q_{reg} und die Residualstreuung Q_{res} zerlegt [55]. Es ergibt sich damit

$$Q_{\text{ges}} = Q_{\text{reg}} + Q_{\text{res}} \quad (3.42)$$

$$\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2 = \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \bar{y})^2 + \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 \quad (3.43)$$

mit dem Versuchsergebnis y_i und dem dafür berechneten Wert der Regressionsgleichung \hat{y}_i . Die Regressionsstreuung enthält die Streuung, die sich durch die Variation der Eingangsgrößen erklären läßt. Die Residualstreuung hingegen beinhaltet die Streuung, die durch Abweichungen bei den Versuchen zustande kommt. Je größer die Residualstreuung ist, desto schlechter beschreibt das Modell die Realität. Als erste Maßzahl für die Qualität des Regressionsmodells wird das Bestimmtheitsmaß R^2 als Verhältnis von Regressions- zu Gesamtstreuung

$$R^2 = \frac{Q_{\text{reg}}}{Q_{\text{ges}}} = 1 - \frac{Q_{\text{res}}}{Q_{\text{ges}}} \quad \text{mit } 1 \geq R^2 \geq 0 \quad (3.44)$$

nach [55] definiert. Es liegt zwischen null und eins. Dabei kennzeichnet ein Wert von null ein schlechtes und ein Wert von eins ein perfektes Modell.

Hypothesentests

Bei der Auswertung müssen statistische Tests vorgenommen werden, um die Richtigkeit der berechneten Regressionskoeffizienten beurteilen zu können. Gleichung (3.41) läßt sich für jedes Versuchsergebnis lösen, wenn die Inverse der Matrix $X^T X$ existiert, unabhängig davon, wie gut das mathematische Modell mit der Realität übereinstimmt. Hierzu werden noch weitere Kenngrößen benötigt.

Dabei wird jeweils die Nullhypothese H_0 überprüft, die postuliert, daß alle beobachteten Effekte allein aufgrund der Streuung zustande kommen. Die gegenteilige Annahme, die Alternativhypothese H_1 , gibt an, daß die getroffenen Annahmen richtig sind und die Effekte richtig berechnet wurden [64, 55]. Unterschieden wird hierbei zwischen der Richtigkeit des Gesamtmodells und der einzelner Effekte. Beim Gesamtsystem bedeutet die Nullhypothese, daß die Regressionsgleichung (3.35) falsch ist und die unterschiedlichen Versuchsergebnisse nur durch die Streuung der Ergebnisse zu erklären sind. Das Statistikpaket SAS verwendet hierzu den F -Test. Dabei wird zunächst die zerlegte Quadratsumme nach (3.42) auf ihre jeweiligen Freiheitsgrade bezogen. Die Anzahl unabhängiger Variablen beträgt insgesamt $N_0 - 1$, da ein Versuch für die Bestimmung des Mittelwertes verwendet wird. Der Freiheitsgrad des Regressionsmodells beträgt $N - 1$. Als Freiheitsgrad für das Residuum ergibt sich die Differenz der beiden Werte zu $N - N_0$. Für die jeweiligen Streu-

ungen erhält man nach [55]

$$\sigma_{\text{ges}}^2 = \frac{Q_{\text{ges}}}{N-1} \quad (3.45)$$

$$\sigma_{\text{reg}}^2 = \frac{Q_{\text{reg}}}{N_0-1} \quad (3.46)$$

$$\sigma_{\text{res}}^2 = \frac{Q_{\text{res}}}{N-N_0} \quad (3.47)$$

Als Prüfgröße kann dann der sogenannte F -Wert aus (3.46) und (3.47) zu

$$F = \frac{\sigma_{\text{reg}}^2}{\sigma_{\text{res}}^2} \quad (3.48)$$

berechnet werden. Er beschreibt das Verhältnis von Regressions- zu Residualvarianz. Große F -Werte kennzeichnen ein gutes Modell. Abhängig von der Versuchsanzahl kann die Irrtumswahrscheinlichkeit α aus Tabellenwerken [64,65] entnommen werden. Diese gibt an, mit welcher Wahrscheinlichkeit die Nullhypothese richtig ist. Übliche Signifikanzniveaus sind 0,05 bzw. 0,01. Bei kleinem α wird die Nullhypothese verworfen und die Alternativhypothese angenommen. Das Regressionsmodell wurde also richtig bestimmt.

Ein weiterer Test muß für die Beurteilung der Qualität einzelner Effekte C_i des Modells durchgeführt werden. Im Rahmen der SVP wird hierfür der t -Test genutzt. Dabei wird zunächst die Streuung σ_i bezüglich der einzelnen Faktoren x_i ermittelt. Sie ergibt sich aus der Residualstreuung des Gesamtmodells nach (3.47) zu

$$\sigma_i = \sqrt{(X^T X)_{ii}^{-1} \sigma_{\text{res}}^2} \quad (3.49)$$

mit dem jeweiligen i -ten Diagonalelement der Matrix $(X^T X)_{ii}^{-1}$. Der Quotient aus dem Effekt C_i des Faktors x_i und der Streuung σ_i aus (3.49) ist die Kennzahl für den t -Test

$$t_i = \frac{C_i}{\sigma_i} \quad (3.50)$$

Analog gilt dies für die Wechselwirkungen und quadratischen Effekte. Aus dem Vergleich des t -Testes mit Tabellenwerken [64, 65] läßt sich die Irrtumswahrscheinlichkeit $\alpha_i, \alpha_{ii}, \alpha_{ij}$ für alle Effekte C_i, C_{ii}, C_{ij} bestimmen. Liegt diese oberhalb des Signifikanzniveaus, wird die Nullhypothese angenommen. Der Effekt wurde demnach falsch berechnet und ist nicht signifikant. Im anderen Fall wird H_0 verworfen und H_1 angenommen. Eine Änderung des Faktors beeinflusst also die Ausgangsgröße und der entsprechende Effekt wurde richtig berechnet.

Ziel der statistischen Analyse ist also ein Modell mit einem hohen F -Wert nach (3.48), einem hohen Bestimmtheitsmaß R^2 nach (3.44) sowie einigen signifikanten Effekten mit Irrtumswahrscheinlichkeiten $\alpha_i < 0,1 \dots 0,05$. Effekte mit höheren Irrtumswahrscheinlichkeiten können bei weiteren Untersuchungen vernachlässigt werden, da der berechnete Einfluß nicht signifikant ist. Wenn der F -Test einen zu kleinen Wert liefert, oder keine signifikanten Faktoren erkannt wurden,

ist das berechnete Regressionsmodell untauglich. Das kann bedeuten, daß ein wesentlicher Faktor bei der Analyse nicht betrachtet wurde oder Meßfehler das Ergebnis verfälschen.

Die SVP wird bei den durchzuführenden Analysen sowohl bei numerischen Berechnungen als auch bei experimentellen Untersuchungen neben der klassischen „Ein-Faktoren-Methode“ eingesetzt. Sie wird in dieser Arbeit als sinnvolle Ergänzung zu den sonst häufig genutzten Parameterstudien verwendet, um die Möglichkeiten einer effektiven Planung und Auswertung bei der Untersuchung darzustellen. Ein beispielhafter Versuchsplan ist in Tabelle 4.2 auf Seite 59 dargestellt. In den einzelnen Abschnitten der Ergebnisdiskussion sind insbesondere bei der Prüfung der Signifikanz einzelner Aussagen auch Erkenntnisse aus SVP-Studien eingegangen, die nicht explizit als solche erwähnt sind. Um die Effektivität und Übersichtlichkeit der SVP zu verdeutlichen, ist im Abschnitt 4.7 eine komprimierte Ergebnisdiskussion einiger Ausgangsgrößen dargelegt. Anhand der in den Bildern 4.35 a)–h) auf Seite 108 zusammengefaßten Effekte werden Beeinflussungsmöglichkeiten für die elektromagnetischen und thermischen Ausgangsgrößen des KITs aufgezeigt, die übersichtlich mit wenigen Kennzahlen beschrieben werden.

4 Physikalische Vorgänge beim Schmelzen im Kaltwand-Induktions-Tiegelofens

In der Praxis hat sich die Differenz zwischen Schmelzentemperatur und Soliduspunkt der Charge, die sogenannte Überhitzung der Schmelze, als ein entscheidendes Kriterium für einen erfolgreichen Abguß herausgestellt. Durch den gekühlten Tiegel und den damit zwingend vorhandenen Kontakt der Schmelze zur eigenen festen Phase mit entsprechend niedriger Temperatur läßt sich die Überhitzung nicht beliebig durch einen erhöhten Leistungseintrag bzw. durch eine verbesserte thermische Isolation nach außen steigern. Für eine gezielte Optimierung des KITs bezüglich der Schmelzentemperatur müssen daher mathematische Modelle entwickelt werden, die die Berechnung der Temperatur ermöglichen. Sowohl für die Entwicklung der Modelle als auch für deren Verifikation ist die Kenntnis verlässlicher Meßdaten zwingend erforderlich. Zudem sind die Messungen eine wesentliche Grundlage für das Verständnis der physikalischen Zusammenhänge im KIT. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, daß in die nachfolgend dargestellte Ergebnisdiskussion, insbesondere bei der Analyse des HD/T-Feldes der Schmelze, auch Erkenntnisse eingeflossen sind, die im Rahmen von [44] erarbeitet wurden.

Um den Schmelzvorgang im KIT zu analysieren, werden die auftretenden Effekte zunächst nach ihren physikalischen Wirkungsmechanismen getrennt. Betrachtet werden elektromagnetisches (EM-), Temperatur (T-) und hydrodynamisches (HD-) Feld. Auf der Basis bereits vorliegender Erkenntnisse bezüglich des EM-Feldes liegt der Schwerpunkt in diesem Kapitel auf der Betrachtung der charakteristischen Badkuppe und der sich daraus ergebenden Besonderheiten sowie Parameterabhängigkeiten. T- und HD-Feld sind bisher noch nicht umfassend erforscht, so daß hierbei jeweils vor der Analyse von Einflußparametern eine qualitative Betrachtung erfolgt. Ziel ist dabei die Kenntnis der Leistungsflüsse, die für die nachfolgenden Analysen eine wichtige Grundlage darstellt. Aufbauend auf der Untersuchung des EM-Feldes erfolgt schließlich die Betrachtung der Ausbildung der Phasengrenze zwischen Skull und Schmelze, des Energiebedarfs zum Schmelzen und des Kühlsystems des Kupfertiegels.

Zur Untersuchung des KITs werden sowohl Experimente als auch numerische Berechnungen verwendet. Bei einigen Studien kommt neben den klassischen Parameterstudien auch die SVP zum Einsatz, um den Versuchsaufwand zu minimieren. Daher wird zu Beginn dieses Kapitels die im Rahmen dieser Untersuchungen verwendete Versuchsplanung erläutert. Die Ergebnisse bezüglich des EM-, T- und HD-Feldes werden in den jeweiligen Abschnitten beschrieben. Anschließend erfolgt eine kurze zusammenfassende Diskussion einiger integraler Größen, die auch im Rahmen der SVP betrachtet werden.

4.1 Versuchsplanung

Zur experimentellen und numerischen Untersuchung des KITs werden sowohl die klassische „Ein-Faktoren-Methode“ in Form von Parameterstudien als auch statistische Methoden verwendet (vgl. Abschnitt 3.4). Ziel der Untersuchungen ist die Analyse von Einflußparametern, wie z. B. elektrische und geometrische Größen, auf die EM-, T- und HD-Feldgrößen. Zu ihnen zählen beispielsweise der elektrische Wirkungsgrad, die Strömungsgeschwindigkeit, die Schmelzentemperatur usw. Für den KIT werden mehrere Versuchspläne aufgestellt, von denen an dieser Stelle einer exemplarisch erläutert wird, um die Vorgehensweise bei der SVP zu beschreiben.

Ziel der Analyse ist die Betrachtung der Schmelzentemperatur und der elektromagnetischen Größen, die diese beeinflussen. Basierend auf bekannten Abhängigkeiten, phänomenologischen Überlegungen und Vorversuchen wird zunächst die Anzahl der potentiellen Einflußgrößen auf die untersuchten Ausgangsgrößen reduziert und der Versuchsraum eingegrenzt (Tabelle 4.1). Da die Realisierung des Versuchsplanes aus [66] auch auf experimentellem Wege vorgenommen werden soll, beschränkt sich die Geometrievariation auf die Lage des Induktors, der in der Höhe verstellbar ist. Weiterführende Varianten, die allein mit Hilfe numerischer Berechnungen durchgeführt wurden, sind auch in [37, 44] dargestellt. Neben der Induktorlage beeinflussen auch die Schmelzenmasse, die vom MF-Umrichter abgegebene Gesamtleistung sowie die Betriebsfrequenz das Schmelzverhalten des KITs.

Tabelle 4.1: Eingangsgrößen für den Versuchsplan der SVP (Messung und Berechnung)

Bezeichnung	Parameter	Ordnung	Wechselwirkung	Einstellbereich			
IndLa	Induktorlage h_I	quad.	mit M, PG	0	10	20	mm
M	Schmelzenmasse m	quad.	mit IndLa, PG	4	5	7	kg
F	Frequenz f	lin.	—	8,6	—	10,2	kHz
PG	Gesamtleistung P_{MF}	quad.	mit IndLa, M	150	200	230	kW

Da die Größen Induktorlage, Schmelzenmasse und Gesamtleistung vermutlich zu einer nichtlinearen Beeinflussung des Systems führen und damit ein rein linearer Ansatz beim Regressionspolynom nach (3.35) scheitert, wurden hier entsprechend quadratische und lineare Faktoren berücksichtigt. Bei der Frequenz kann ein nichtlinearer Einfluß nicht sicher ausgeschlossen werden, so daß einige Versuche zur Kontrolle auf einer mittleren Stufe durchgeführt werden.

Bei der Festlegung der Versuchsreihenfolge wurde soweit möglich, wie in Abschnitt 3.4.2 empfohlen, eine zufällige Versuchsreihenfolge gewählt. Der ursprüngliche Plan bestand aus 17 Versuchen, von denen alle als Messung und als Berechnung realisiert wurden. Um eine möglichst gute Parameterreduzierung zu erreichen, wurde bei diesem Plan das D-optimal Design verwendet. In dem in Tabelle 4.2 dargestellten Versuchsplan mit den Einflußgrößen aus Tabelle 4.1 sind 4 Haupt-

Tabelle 4.2: D-optimaler Versuchsplan für Messung (Nr. 1–30) und Berechnung (Nr. 1–17)

SVP Nr.	IndLa mm	M kg	F kHz	PG kW	SVP Nr.	IndLa mm	M kg	F kHz	PG kW
1	10	4	9,3	150	16	20	7	8,6	230
2	10	5	8,6	213	17	20	7	10,2	150
3	10	6	10,2	193	18	10	7	8,6	200
4	10	7	10,2	204	19	10	7	8,6	230
5	10	7	8,6	150	20	0	4	10,2	180
6	0	7	8,6	150	21	0	7	10,2	180
7	0	7	10,2	150	22	0	7	8,6	180
8	0	4	10,2	150	23	20	5	10,2	180
9	0	4	8,6	150	24	20	6	8,6	230
10	20	4	8,6	200	25	20	7	8,6	150
11	20	4	8,6	150	26	20	5	8,6	180
12	20	4	10,2	150	27	10	4	8,6	200
13	20	5	10,2	150	28	10	4	9,3	150
14	20	6	10,2	194	29	10	7	10,2	212
15	20	6	8,6	150	30	20	7	8,6	230

, 3 quadratische Effekte, 3 Wechselwirkungen und der Mittelwert unbekannt, so daß insgesamt 11 Koeffizienten C_i bzw. C_{ij} zu bestimmen sind. Mit den 17 Versuchen ist damit auch eine Aussage über die Qualität des verwendeten Regressionsmodells möglich. Die Varianzanalyse ergab bei den Messungen teilweise zu geringe Werte für das Bestimmtheitsmaß R^2 nach (3.44) bzw. einige nicht signifikante Effekte, die zur Annahme der Nullhypothese führten. Zur Erhöhung der Aussagekraft des Planes wurde der experimentelle Plan nachträglich auf 30 Versuche erweitert, so daß gesicherte Aussagen getroffen werden konnten.

Die für den Betrieb des KITs entscheidende Ausgangsgröße ist die Schmelzentemperatur. Als weitere Ausgangsgröße wurde die Höhe der charakteristischen Badkuppe und die Skullkontur analysiert, da diese das thermische Verhalten stark beeinflussen. In den nachfolgenden Abschnitten werden zunächst die wesentlichen Ergebnisse bezüglich des EM-, T- und HD-Feldes sowie des Skulls betrachtet. Dabei sind sowohl die Ergebnisse der qualitativen Analysen, Parameterstudien als auch die Ergebnisse der SVP dargestellt. Daran anschließend werden im Abschnitt 4.7 einige zusätzliche integrale Größen, die eine weiterführende Beschreibung der thermischen Effekte ermöglichen, kurz zusammenfassend auf der Basis der SVP diskutiert. An dieser Stelle sei ausdrücklich darauf hingewiesen, daß der Begriff der Signifikanz in der folgenden Ergebnisdiskussion immer im statistischen Sinne gemäß Abschnitt 3.4.3, als quantitative Angabe über die Sicherheit eines Para-

metereinflusses und nicht als qualitative Größe, zu verstehen ist.

4.2 Elektromagnetisches Feld

Das EM-Feld ist die Grundlage aller im KIT auftretenden Effekte und bedarf daher einer sorgfältigen Analyse. Es wird durch die Badkuppengeometrie und den geschlitzten Kupfertiegel geprägt. Daher wird zunächst ausführlich auf die Bildung der freien Oberfläche eingegangen. Auf die Besonderheiten, die sich durch diesen Sachverhalt ergeben, wird in den einzelnen Abschnitten, insbesondere bei der Messung der Impedanz, hingewiesen.

4.2.1 Freie Oberfläche der Schmelze

Die großen EM-Kräfte führen zu einem Ablösen einer Schmelze geringer Dichte von der Tiegelfwand. Im KIT wirkt der elektrisch leitende Tiegel quasi als Induktor für die Schmelze. Der geringe Abstand von Tiegel und Schmelze ist ein Grund für die großen Kräfte. Der Kontakt der Schmelze zum gekühlten Tiegel hat wegen der unterschiedlichen Wärmeübertragungsmechanismen einen starken Einfluß auf die thermischen Verluste der Schmelze.

Zur Beurteilung der thermischen Situation wird der press-out-Faktor

$$k_{\text{po}} = \frac{\text{freie Oberfläche}}{\text{Gesamtoberfläche}} \quad \text{mit} \quad (4.1)$$

$$k_{\text{po,max}} = \frac{A_{\text{Gesamt}} - A_{\text{Boden}}}{A_{\text{Gesamt}}} = f(\text{Tiegelgeometrie}) \quad (4.2)$$

als Maximum bei einer Schmelze, die nur noch über den Boden Kontakt zum Tiegel hat, verwendet [26]. Bei einem Tiegel üblicher Geometrie nimmt der maximale press-out-Faktor nach (4.2) den Wert $k_{\text{po,max}} \approx 0,7$ an.

Im Experiment kann die EM-Kopplung der Schmelze an den Induktor nicht meßtechnisch bestimmt werden. Aus numerischen Untersuchungen, analytischen Zusammenhängen und aus phänomenologischen Überlegungen ist aber bekannt, daß eine Schmelze mit möglichst geringem Abstand zur Tiegelfwand eine optimale Einkopplung des Stromes ermöglicht, da so der Streufluß zwischen Tiegel und Schmelze am geringsten ist. Für eine quantitative Beschreibung dieses Sachverhaltes wird der Kopplungsgrad k_{Kopp} allein durch geometrische, leicht zu bestimmende Größen zu

$$k_{\text{Kopp}} = \frac{A_1}{A_0} = \frac{1}{r_0 z_0} \int_0^{r_0} z(r) dr < 1 \quad (4.3)$$

mit der Höhe der Badkuppe z_0 auf der Achse, ihrer Kontur $z(r)$ und dem Tiegelradius r_0 definiert (Bild 4.1). Er beschreibt im axialen Schnitt der Anordnung das Verhältnis der Schmelzenfläche A_1 zur Fläche A_0 des die deformierte Schmelze umschließenden Rechtecks. Im Falle einer Schmelze

ohne elektromagnetische Kräfte mit rechteckiger Kontur A_{opt} nimmt k_{Kopp} dann den maximalen Wert von eins ein. Für eine optimale EM-Kopplung ist ein hoher Kopplungsgrad anzustreben.

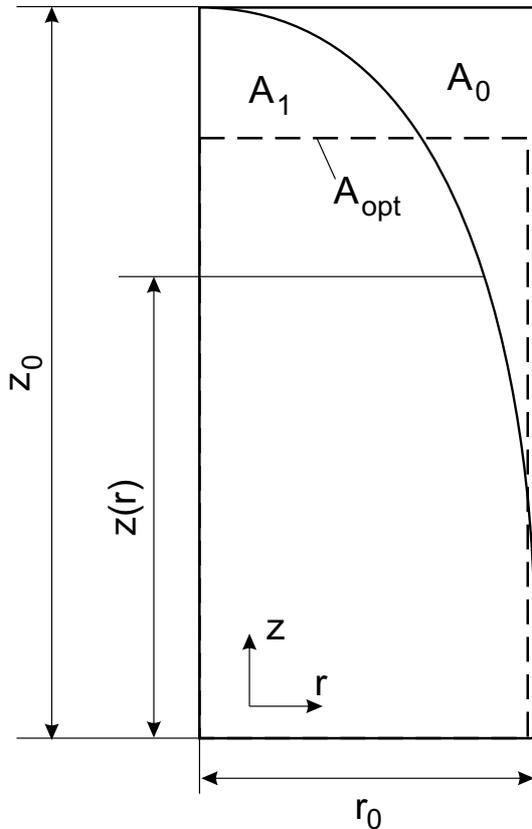


Abbildung 4.1: Definition des Kopplungsgrades k_{Kopp} zur Beschreibung der freien Oberfläche

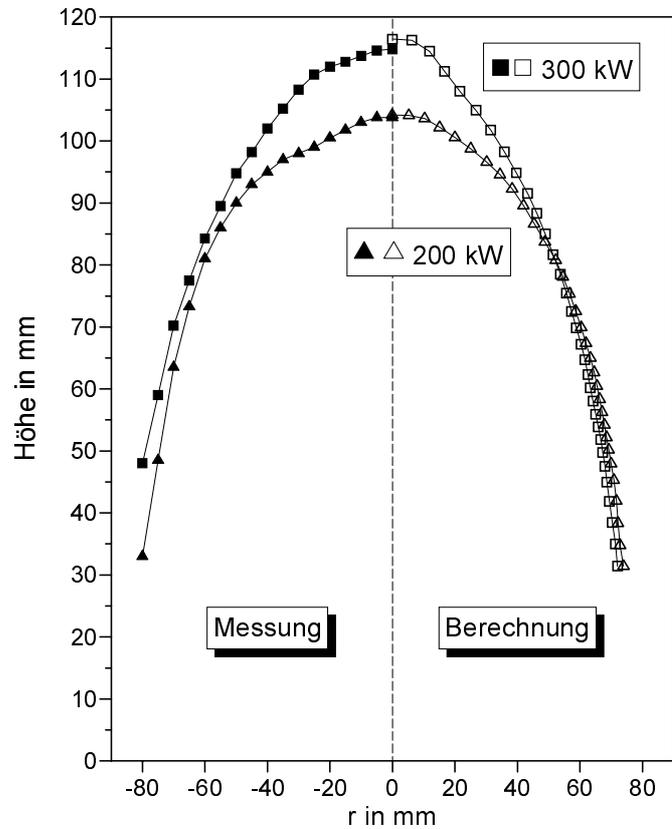


Abbildung 4.2: Messung und Berechnung der freien Oberfläche beim Schmelzen von 5 kg TiAl bei unterschiedlichen Leistungen

Für eine hohe Überhitzung wird eine Schmelzenform benötigt, bei der sowohl Kopplungsgrad k_{Kopp} als auch press-out-Faktor k_{po} möglichst groß sind. Das Optimum mit $k_{\text{po}} = k_{\text{po,max}}$ und $k_{\text{Kopp}} = 1$ wird bei einer Schmelze mit rechteckiger Kontur und einem Radius $r = r_0 - \Delta r$, der um $\Delta r \ll r_0$ geringfügig kleiner als der Tiegelradius r_0 ist. So ist eine optimale Kopplung zum Induktor bei minimalen Wärmeverlusten gewährleistet [67]. Ziel bei der Auslegung ist es, dieser nur theoretisch möglichen Kontur nah zu kommen.

Um die thermischen Verluste einer Schmelze in Abhängigkeit vom press-out-Faktor zu bestimmen, muß das Verhältnis q' der Wärmestromdichte bei Wärmeleitung q_λ zu der bei Wärmestrahlung q_ϵ bekannt sein. Die Gesamtfläche der Schmelze bleibt bei einer Änderung der Badkuppenkontur durch erhöhte EM-Kräfte nahezu konstant. Daher kann die Betrachtung der Verluste über normierte Größen erfolgen. Die Fläche, an der Wärmestrahlung mit der Wärmestromdichte q_ϵ auftritt, ist proportional zu k_{po} . Beim verbleibenden Teil mit Tiegelkontakt $(1 - k_{\text{po}})$ kommt es zur Wärmeleitung mit q_λ . Dabei ist die Wärmestromdichte bei Leitung i. a. größer als bei Strahlung. Für die

normierte Wärmeverlustleistung Φ'_V läßt sich damit

$$\Phi'_V = q' - k_{po}(q' - 1) \quad \text{mit } q' = \frac{q_\lambda}{q_\varepsilon} = f(\vartheta_0, \vartheta, \varepsilon, \dots) > 1 \quad (4.4)$$

angeben. Φ'_V beschreibt dabei den Faktor, um den die Verlustleistung gegenüber der Verlustleistung einer Schmelze ohne jeglichen Tiegelkontakt, wie sie beim Schwebeschmelzen auftritt, erhöht ist. Bei TiAl mit einem Wärmestromverhältnis von $q' = 3$ [26] kann der Verlustwärmestrom der Schmelze nach (4.4) beim Erhöhen des press-out-Faktors von 0,3 ohne EM-Kräfte auf 0,7 bei voll abgelöster Schmelze um 33 % gesenkt werden. Dieser Zusammenhang rechtfertigt eine detaillierte Betrachtung der Badkuppenkontur beim Schmelzen von TiAl.

Die Form der Schmelze wurde bisher ausschließlich beim Schmelzen von Aluminium untersucht. Mit dem beschriebenen FEM-Modell (vgl. Abschnitt 3.3.1) [44] und der in Abschnitt 3.2.3 beschriebenen Meßmethode können nun auch Analysen bei TiAl vorgenommen werden. Zur Verifikation des mathematischen Modells für TiAl wurden Messungen der Badkuppenkontur an der Versuchsanlage am EWH durchgeführt (Bild 4.2). Messung und Berechnung weisen dabei gute Übereinstimmungen auf.

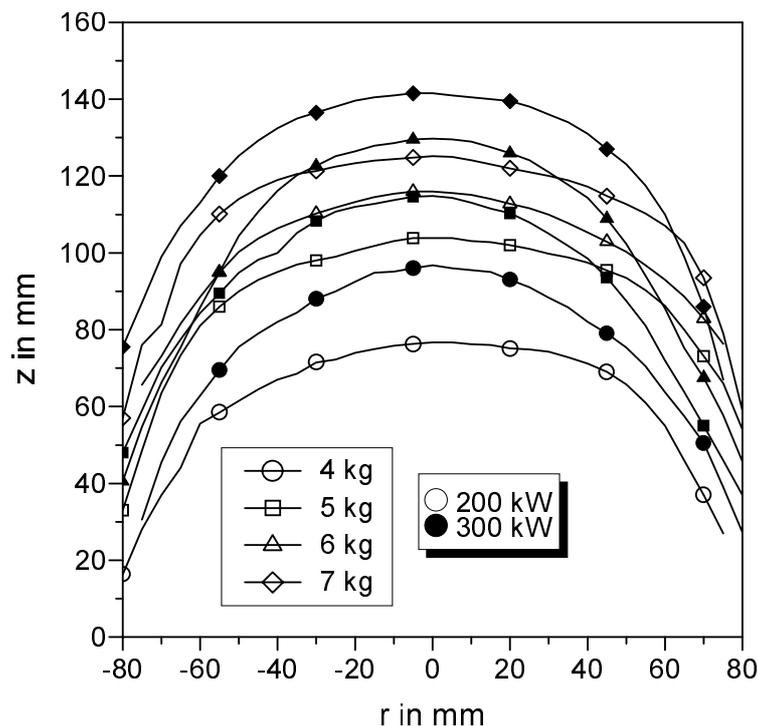


Abbildung 4.3: Gemessene Badkuppenkonturen bei TiAl für unterschiedlichen Schmelzenmassen und Leistungen

Es zeigen sich qualitativ die gleichen Abhängigkeiten wie bei Aluminiumschmelzen (Bild 4.3) [26, 37, 44]. Bei erhöhter Leistung nimmt die Badkuppenhöhe zu (Tabelle 4.3). Aufgrund der höheren Dichte von TiAl ist die Badkuppenkontur jedoch nicht so stark ausgeprägt, wie bei vergleichbaren Aluminiumschmelzen. Aus den Meßwerten läßt sich auch die Größe k_{Kopp} nach (4.3)

Tabelle 4.3: Badkuppenhöhe in mm und Kopplungsgrad beim Schmelzen von TiAl für unterschiedliche Massen und Leistungen

Schmelzenmasse kg	Badkuppenhöhe z_0		Kopplungsgrad k_{Kopp}	
	200 kW	300 kW	200 kW	300 kW
4	76,7	96,7	0,81	0,78
5	103,8	114,8	0,84	0,80
6	115,9	129,7	0,87	0,81
7	125,2	141,5	0,89	0,87

zur Beschreibung der EM-Kopplung bestimmen. Die erhöhten EM-Kräfte führen dabei zu einem kleineren Kopplungsgrad durch die schlanke, hohe Form der Badkuppe.

Für die Überhitzung der Schmelze ist aber trotz der geringeren Kopplung eine ausgeprägte freie Oberfläche günstig, da so die thermischen Verluste reduziert werden. Bei der Analyse des Kopplungsgrades zeigt sich ein günstiger Einfluß einer erhöhten Schmelzenmasse. Der größere Schweredruck führt zu einer besseren Anpassung an die optimale Kontur der Badkuppe, so daß ein größerer Leistungseintrag in die Schmelze erfolgen kann.

Da die Ausbildung der Badkuppe das Schmelzverhalten im KIT stark beeinflusst, erfolgte eine detaillierte Parameteranalyse im Rahmen des vorgestellten D-optimalen Versuchsplanes (vgl. Tabelle 4.2, S. 59), wobei letzterer sowohl experimentell als auch in Berechnungen umgesetzt wurde. Um den starken Einfluß der Schmelzenmasse auf die absolute Höhe der Badkuppe zu eliminieren, wurde diese auf die Höhe einer Schmelze, bei der keine EM-Kräfte wirken, normiert. Da einige Zusammenhänge schon aus den obigen Parameterstudien bekannt sind, sollen an dieser Stelle der Vergleich einzelner Einflußfaktoren und die vorliegenden Wechselwirkungen im Vordergrund stehen.

Die gemessenen und berechneten Daten weisen in der Versuchsserie nach Tabelle 4.2 auf Seite 59 gute Übereinstimmungen auf (Bild 4.4). Dabei sind nur die Ergebnisse der Versuche 1 bis 17 dargestellt, die meßtechnisch und rechnerisch realisiert wurden. Die Regressionsmodelle bei den gemessenen und den berechneten Daten liefern beide ein hohes Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,9912$ bzw. $R^2 = 0,9956$ nach (3.44) und bestätigen damit die Annahmen bezüglich der betrachteten Einflußparameter. Die Größe der signifikanten Effekte nimmt in der Reihenfolge Schmelzenmasse, Gesamtleistung und Frequenz ab. Den größten Einfluß weist die Schmelzenmasse mit einem negativen Effekt auf, da die Badkuppe mit zunehmender Masse aufgrund des größeren Schweredrucks nicht so stark ausgeprägt ist. Die Ausbildung der Badkuppe mit zunehmender Leistung wurde bereits bei den obigen Parameterstudien beschrieben. Ein weiterer wichtiger Einfluß ist bei konstanter Leistung die Frequenz des Induktorstromes. Da die im System umgesetzte Leistung bei den ver-

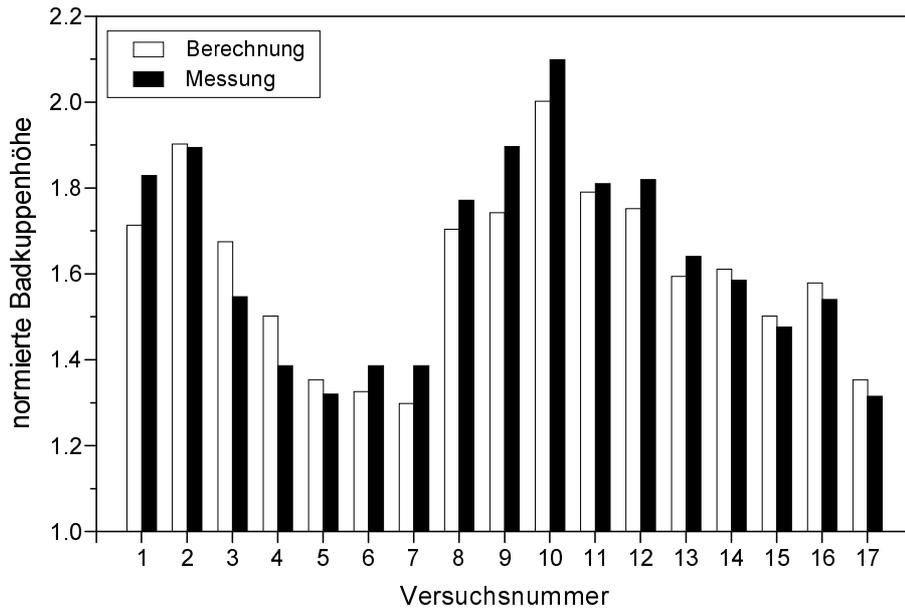


Abbildung 4.4: Vergleich der gemessenen und berechneten normierten Badkuppenhöhen beim Versuchsplan nach Tabelle 4.2, S. 59

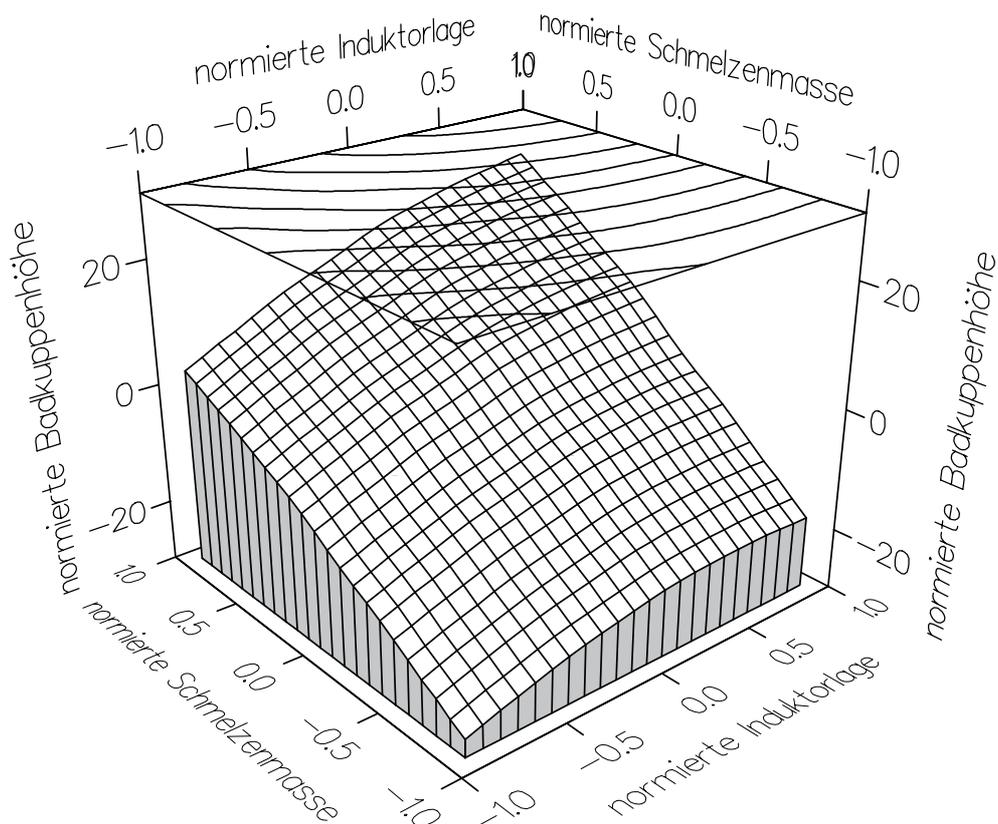


Abbildung 4.5: Wechselwirkung von Induktorlage und Schmelzenmasse bei der Ausbildung der Badkuppe

wendeten Frequenzen und bei konstantem Strom aufgrund der sich ändernden EM-Eindringtiefe δ nach (3.20) näherungsweise proportional zu \sqrt{f} ist, ist der Induktorstrom bei konstanter Leistung und einer erhöhten Frequenz geringer. Hieraus resultiert eine Abnahme der zeitlich gemittelten EM-Kräfte gemäß Gleichung (3.29), die die Kontur der freien Oberfläche prägen. Folglich sinkt die Höhe der Badkuppe bei zunehmender Frequenz. Mit einer Absenkung der Frequenz läßt sich also die Kontaktfläche von Schmelze und gekühlter Tiegelwand verringern, wodurch die thermischen Verluste der Schmelze gesenkt werden. Die gewonnenen Erkenntnisse können dazu verwendet werden, die Frequenz zur Optimierung der Badkuppenform heranzuziehen. Die Aussagen, die sich daraus bezüglich der Schmelzentemperatur ergeben, werden ausführlich im Abschnitt 4.3.3 diskutiert.

Ein weiterer Zusammenhang, der im Rahmen der SVP-Studie aufgezeigt wurde, ist die Wechselwirkung von Induktorlage und Schmelzenmasse bei der Ausbildung der Badkuppe. Diese weist einen positiven Wert auf. Folglich ist der Einfluß der Induktorlage bei großen Schmelzenmassen stärker. Bei kleinen Schmelzenmassen bewirkt die Verschiebung des Induktors keine Änderung der Badkuppenkontur (Bild 4.5). Kleine Schmelzenmassen liegen, auch wenn die Badkuppe stark ausgeprägt ist, immer im Einflußbereich des Induktors, so daß hier bei einer axialen Verschiebung des Induktors keine Beeinflussung der Badkuppenkontur eintritt. Große Schmelzenmassen können bereits im Teillastbereich die Induktoroberkante überragen, so daß am Scheitelpunkt die stützenden EM-Kräfte fehlen, um eine weitere Erhöhung der Schmelzensäule zu ermöglichen. Wird der Induktor nun aus der Nulllage axial nach oben verschoben, kann eine weitere Erhöhung der Schmelzensäule erreicht werden.

4.2.2 Impedanz des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens

Die durch den Induktorstrom beeinflusste Schmelzengeometrie führt zum nichtlinearen Verhalten des EM-Feldes beim KIT. Die Feldgrößen sind aufgrund der sich ändernden Ankopplung nicht proportional zum Induktorstrom. Damit ist die komplexe Impedanz $\underline{Z} = \frac{U}{I}$ des Ofens eine Funktion der Leistung. In diesem Abschnitt wird dieser Zusammenhang beschrieben und diskutiert. Bei der Verformung der Badkuppe treten zwei Effekte gleichzeitig auf. Zum einen führt die Änderung der Badkuppengeometrie zu einer Beeinflussung der Gegeninduktivität zwischen Schmelze und Tiegel bzw. Induktor, die sich in einer Änderung des induktiven Anteils der Impedanz äußert. Zum anderen sorgt der Umrichter gleichzeitig durch die Verschiebung der Frequenz für eine optimierte Anpassung, um den resultierenden Leistungsfaktor des Schwingkreises möglichst groß zu halten.

Zur Analyse der Abhängigkeiten wurde die komplexe Impedanz des Ofens \underline{Z}

$$\underline{Z} = R + j\omega L \quad (4.5)$$

mit dem Wirkanteil R und der Induktivität L für unterschiedliche Umrichterleistungen anhand der

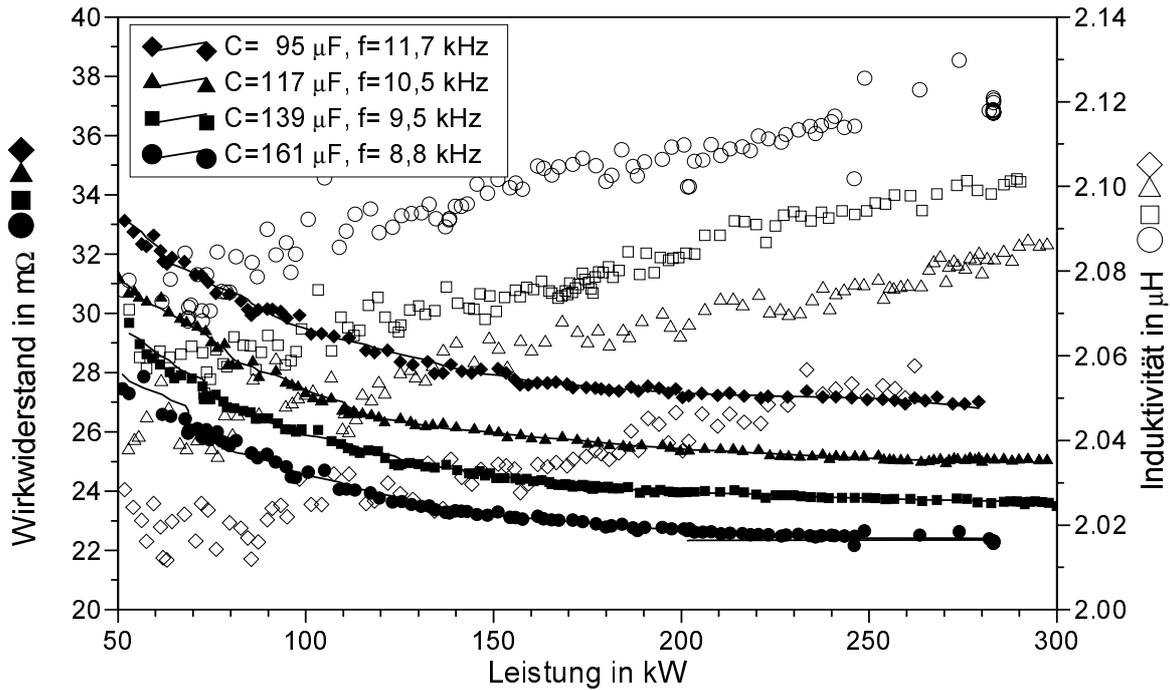


Abbildung 4.6: Gemessener Wirkwiderstand R und Induktivität L der Impedanz \underline{Z} beim Schmelzen von Aluminium in Abhängigkeit von der Leistung

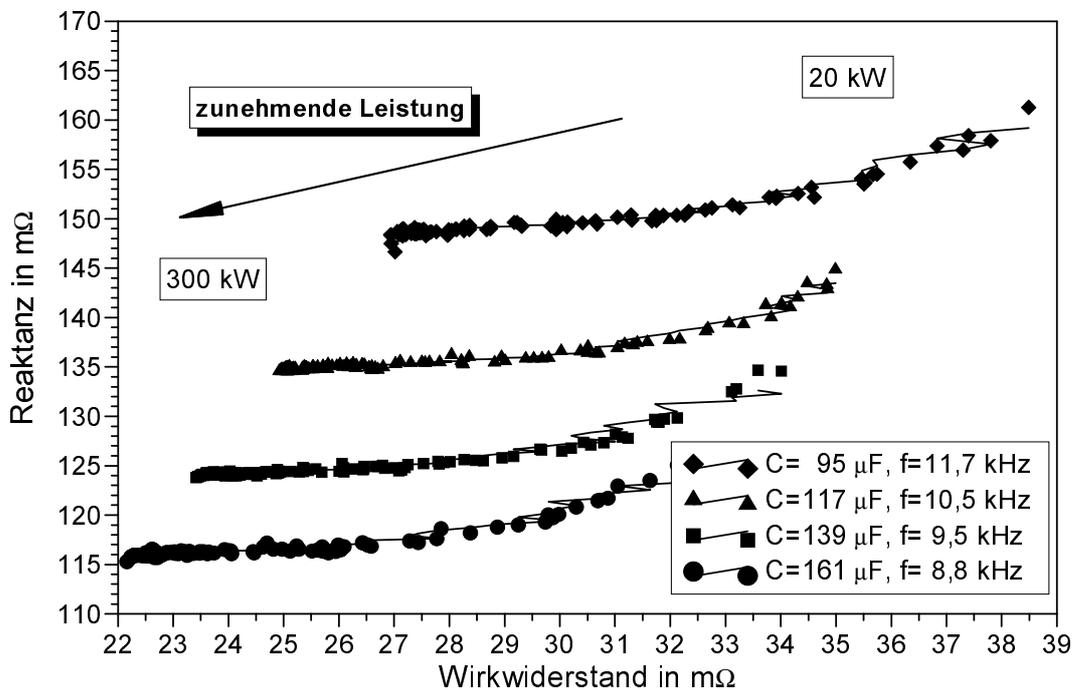


Abbildung 4.7: Gemessene Ortskurve der Impedanz $\underline{Z} = R + jX$ des KITs mit dem Wirkwiderstand R und der Reaktanz $X = \omega L$ beim Schmelzen von Aluminium für unterschiedliche Kompensationskapazitäten beim Stellen der Leistung

vorliegenden Meßwerte bestimmt (Bild 4.6). Die Impedanz wird bei einem Leistungsfaktor von $\cos \varphi \approx 0,2$ durch den induktiven Anteil geprägt. Dabei ist der ohmsche Anteil ein Maß für die in der Anordnung umgesetzte Leistung und der induktive Anteil ωL ein Maß für die an den Induktor anzulegende Spannung, um einen gewünschten Schwingkreisstrom zu erreichen. Um den Versuchsaufwand gering zu halten, erfolgte die Messung durch ein stetiges Stellen der Umrichterleistung, bei dem alle elektrischen Größen aufgenommen wurden. Da das EM-Feld eine Zeitkonstante von nahezu null aufweist, liegt praktisch zu jedem Zeitpunkt der stationäre Zustand vor.

Aus dem zeitlichen Verlauf der Umrichterleistung, der Ausgangsspannung und des Schwingkreisstromes läßt sich so die Ortskurve der Impedanz konstruieren (Bild 4.7). Die Besonderheit des KITs ist die Beeinflussung der EM-Eigenschaften durch das Stellen der Umrichterleistung. Eine Erhöhung der Leistung führt zu einer ausgeprägten Badkuppe, die mit einer Vergrößerung des Streuflusses einhergeht und das Ansteigen der Induktivität L der Anordnung verursacht (Bild 4.6). Der Umrichter senkt die Frequenz, um die Last weiterhin optimal zu kompensieren, so daß der induktive Anteil ωL in etwa auf gleichem Niveau bleibt. Die angegebenen Frequenzen stellen die Mittelwerte des betrachteten Bereiches dar und dienen zum Vergleich untereinander. Die damit niedrigere Kreisfrequenz ω führt zu einer vergrößerten EM-Eindringtiefe δ im gesamten System, so daß schließlich der ohmsche Anteil der Impedanz R sinkt.

Zudem ist den Kurven zu entnehmen, daß eine größere Kompensationskapazität zu einer größeren Induktivität führt. Grund hierfür sind die durch das Absinken der Frequenz größer werdenden EM-Kräfte bei gleichbleibender Leistung. Hieraus resultiert eine stärker ausgeprägte Badkuppe, die zu einem größeren Streufluß zwischen Tiegel und Schmelze führt. Eine Zunahme der Schmelzenmasse führt durchweg zu einer geringeren Induktivität aufgrund des höheren Tiegelfüllstandes.

4.2.3 Elektrischer Wirkungsgrad des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens

Durch den leitfähigen Kupfertiegel bedarf der elektrische Wirkungsgrad des KITs einer gesonderten Betrachtung. Im Betrieb kann keine Bestimmung des elektrischen Wirkungsgrades erfolgen, so daß die im Abschnitt 3.2.2 beschriebene Anordnung hierfür verwendet wurde. Daher scheidet bei dieser Untersuchung auch die Berücksichtigung der veränderlichen Badkuppenkontur aus. In erster Näherung wird der Einsatz als Kreiszyylinder angenommen. Mit den in diesem Abschnitt gezeigten Messungen werden Daten für die Verifikation der Berechnungen an einer realen KIT-Anlage bereitgestellt. Eine kurze Vorstellung der Analyse des Wirkungsgrades auf numerischem Wege ist im Abschnitt 4.7 zusammengefaßt. Für weiterführende Zusammenhänge sei auf [37, 44] verwiesen.

Um eine ähnliche EM-Kopplung zu erreichen, wie sie bei einer ausgeprägten Badkuppe auftritt, werden Einsätze verwendet, deren Radius relativ klein im Vergleich zum Tiegelradius ist. Die Messung wurde jeweils im thermisch stationären Zustand durchgeführt, so daß anhand der mit (3.7)

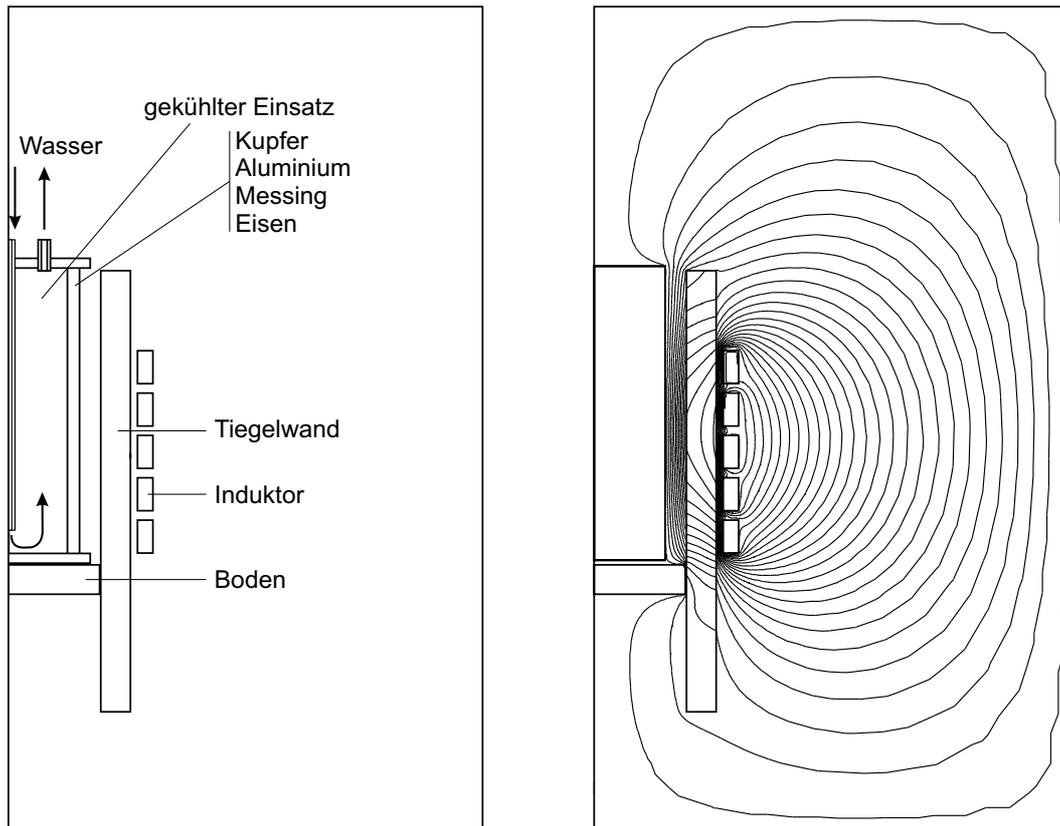


Abbildung 4.8: Schematische Ansicht der Anordnung zur Messung des elektrischen Wirkungsgrades des KITs (links) und zweidimensional berechnetes Magnetfeld (rechts)

bestimmten Kühlleistung eine Berechnung der jeweils umgesetzten elektrischen Leistung erfolgen kann (Bild 4.8). Dabei hängt die Nutzleistung im Einsatz stark von dessen Material ab. Bei der Messung wurde keine Abhängigkeit der Leistungsaufteilung von der Frequenz des Induktorstromes festgestellt. Im untersuchten Frequenzbereich ist die Verteilung der elektrischen Stromdichte im System praktisch nicht von der Frequenz abhängig, da es sich bereits um einen relativ stark ausgeprägten Skineneffekt handelt. Damit kann die elektrische Leistung über die äquivalente Leiterschichtdicke δ bestimmt werden. Sie hängt in erster Näherung linear von der Größe $\sqrt{\frac{\mu_{r,E}}{\kappa_E}}$ mit der relativen Permeabilität $\mu_{r,E}$ und der elektrischen Leitfähigkeit κ_E des Einsatzes ab. Zur Vereinfachung der Schreibweise wird zunächst ein normierter Widerstand R' , der das Verhältnis der umgesetzten Leistungen beschreibt, als

$$R' = \sqrt{\frac{\mu_{r,E} \kappa_{Cu}}{\kappa_E}} \quad (4.6)$$

mit der elektrischen Leitfähigkeit κ_{Cu} von Tiegel und Induktor eingeführt.

Als wassergekühlte Einsätze standen, in aufsteigender Reihenfolge der Größe R' , die Materialien Kupfer, Aluminium, Messing und Eisen zur Verfügung. Für sie wurde die Leistungsaufteilung gemessen und mit dem 2D-Modell berechnet (Tabelle 4.4). Zusätzlich erfolgte die Berechnung für einen Einsatz aus TiAl, der als Meßobjekt nicht zur Verfügung stand. Bei den relativ gut leitfähigen

Tabelle 4.4: Vergleich von gemessener und berechneter Aufteilung der Umrichterausgangsleistung beim Erwärmen eines kreiszylindrischen Einsatzes im KIT in %

Material	κ $10^6/\Omega\text{m}$	μ_r	Messung			Berechnung		
			Induktor	Tiegel	Einsatz	Induktor	Tiegel	Einsatz
Kupfer	63	1	18,5	79,1	2,3	19,4	77,5	3,1
Aluminium	42	1	18,1	78,3	2,4	19,3	77,0	3,7
Messing	16	1	17,7	77,2	3,6	18,9	75,6	5,5
TiAl	1	1	—	—	—	16,3	66,9	16,9
Eisen	10	200	9,0	55,0	35,5	13,4	53,9	32,8

higen Werkstoffen Kupfer, Aluminium und Messing werden im KIT nur sehr niedrige elektrische Wirkungsgrade von wenigen Prozent erreicht. Die Ergebnisse von Messung und Berechnung zeigen sowohl qualitativ als auch quantitativ gute Übereinstimmungen. Die auf die gesamte Leistung bezogene Einsatzleistung stellt dabei den elektrischen Wirkungsgrad der Anordnung gemäß (3.10) dar. Der größte Wert ergibt sich beim ferromagnetischen Eisen durch die geringe Eindringtiefe bei geringer Leitfähigkeit. Mit abnehmendem R' sinkt der elektrische Wirkungsgrad der Anordnung erheblich, bis er bei Kupfer bei etwa 3 % liegt.

Beim KIT wirkt der elektrisch leitende Kupfertiegel quasi als ein zwischengeschalteter Transformator, der Induktor und Schmelze indirekt miteinander koppelt (Bild 4.9). Dies führt zum einen zu zusätzlichen Verlusten im Tiegel, zum anderen zu einem verminderten Einsatzstrom. Beide Effekte führen zu einem kleineren elektrischen Wirkungsgrad verglichen mit einer Anordnung ohne leitenden Tiegel. Bild 4.9 zeigt eine vereinfachte Anordnung mit der eine Abschätzung des Wirkungsgrades des am EWH verwendeten KITs erfolgen kann. Dabei wird auf die Berücksichtigung der leistungsabhängigen EM-Kopplung vom Tiegel zum Einsatz in diesem Fall verzichtet.

Verursacht durch den harmonischen Induktorstrom fließt auf der Außenhaut jeder Palisade ein Kreisstrom, der die zum Schmelzen notwendige Leistung in den Einsatz einbringt [37]. Die numerischen Untersuchungen haben gezeigt, daß die Stromlaufbahnen im Induktor auf der Außen-, der Schlitz- sowie der Innenwand des Tiegels und im Einsatz durch leitende Schichten der Dicke δ angenähert werden können. Die Ausdehnung in axialer Richtung, in der der Strom fließt, kann in allen Elementen gleich angenommen werden. Zur Abschätzung der Widerstände der einzelnen Systemelemente können die Stromwege auf der jeweiligen Außenhaut verwendet werden. Für die azimuthal fließenden Ströme ist der wirksame Widerstand R_A , R_I , R_E direkt proportional zum jeweiligen Radius. Als Referenz wird der Widerstand des Induktors R_0 verwendet. In der Schlitzwand kann der Widerstand R_W über

$$R_W = R_0 \frac{wn}{\pi r_0} \quad (4.7)$$

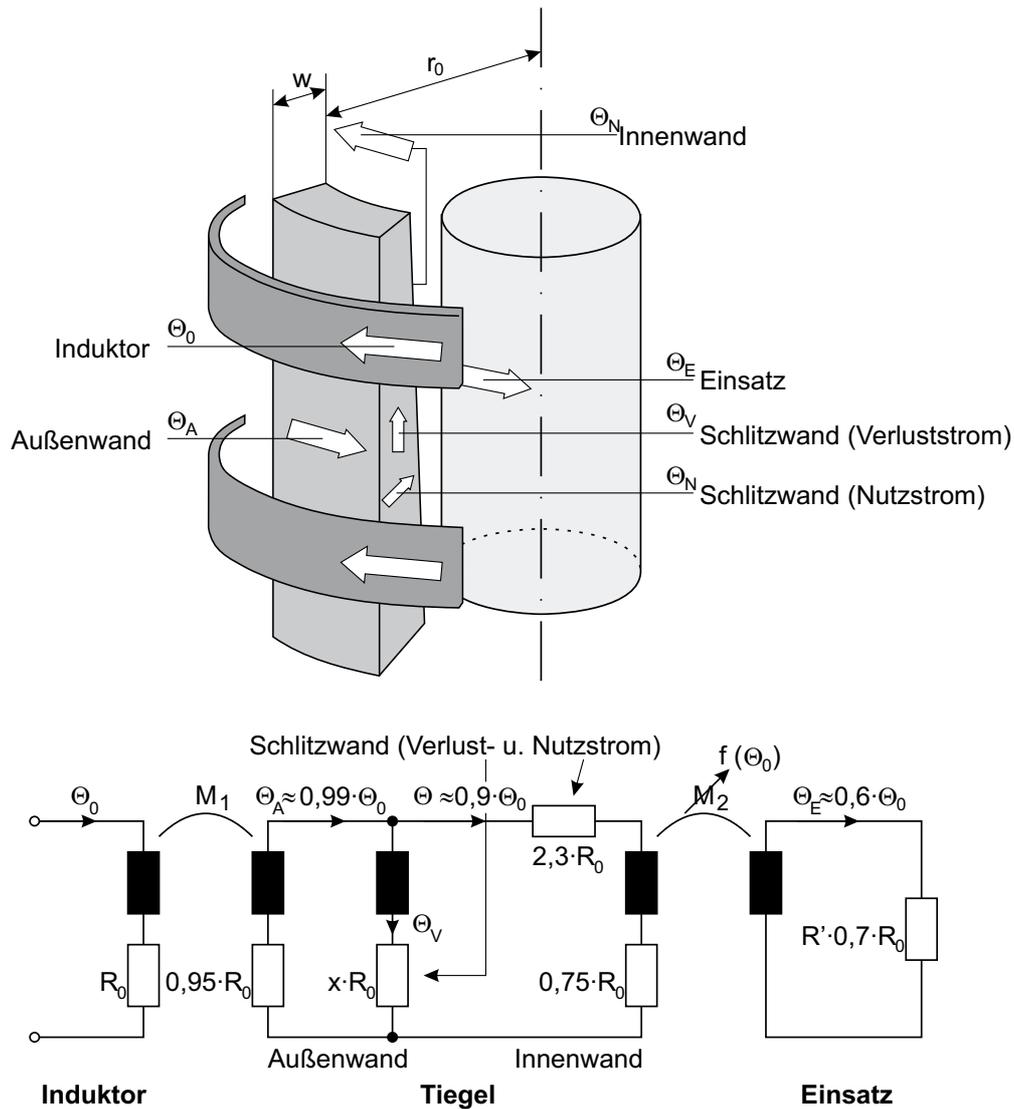


Abbildung 4.9: Konfiguration und elektrisches Ersatzschaltbild mit charakteristischen Strömen zur analytischen Bestimmung des elektrischen Wirkungsgrades η_{el} bei einer Induktordurchflutung von Θ_0

mit der Wanddicke w und der Schlitzanzahl n bestimmt werden. Beim Einsatz geht zusätzlich der normierte Widerstand R' ein. Die jeweils fließenden Ströme auf der Außenwand des Tiegels Θ_A , auf der Schlitzwand Θ_V , Θ_N , auf der Innenwand Θ_N und im Einsatz Θ_E lassen sich mit Hilfe der numerischen Berechnungen angeben. Demnach fließt auf der Außenwand der Palisaden der integrierte Strom Θ_A , der nahezu gleich der Induktordurchflutung Θ_0 ist, da die Außenwand aufgrund des geringen Abstandes und der verhältnismäßig großen Höhe sehr gut an den Induktor ankoppelt. Ein geringer Anteil dieses Stromes Θ_V fließt in axialer Richtung und schließt sich über die Oberseite der Palisade bzw. unten über die leitende Verbindung zur Nachbarpalisade und ist so für das Magnetfeld im Innern des Tiegels verloren. Die entstehenden Verluste sind aber so gering, daß sie vernachlässigt werden können. Der verbleibende Teil mit $\Theta_N = 0,9 \cdot \Theta_0$ fließt auf der Schlitzwand als Nutzstrom in radialer Richtung und verursacht den im Einsatz fließenden Strom $\Theta_E = 0,6 \cdot \Theta_0$.

Für den Wirkungsgrad ergibt sich schließlich

$$\eta_{\text{el}} = \frac{R' \Theta_{\text{E}}^2 R_{\text{E}}}{\Theta_{\text{A}}^2 R_{\text{A}} + \Theta_{\text{N}}^2 (R_{\text{W}} + R_{\text{I}}) + R' \Theta_{\text{E}}^2 R_{\text{E}}} \quad \text{bzw.} \quad (4.8)$$

$$\eta_{\text{el}} = \frac{0,252 R'}{4,4 + 0,252 R'} \quad (4.9)$$

für den verwendeten Tiegel. Bei einem Kupfereinsatz kann für diesen Tiegel analytisch aus (4.9) ein maximaler Wert von 5,4 % berechnet werden, während dieser Wert beim herkömmlichen ITO bei 50 % liegt. Selbst bei einer sehr dünnen Tiegelwand mit optimaler EM-Durchlässigkeit kann der Wirkungsgrad des KITs nach den obigen Überlegungen aufgrund des auf der Außen- und Innenwand fließenden Stromes nicht über 25 % liegen, wenn Kupfer als Einsatz verwendet wird. Eine detaillierte Analyse, die auch der veränderlichen Badkuppe Rechnung trägt, kann mit Hilfe der numerischen Modelle erfolgen und ist in [37, 44] dargestellt.

4.3 Temperaturfeld der Schmelze

Hauptkriterium für gute Gießeigenschaften ist die Überhitzung der Schmelze $\Delta\vartheta = \vartheta - \vartheta_0$ gegenüber der Kristallisationstemperatur ϑ_0 . Zur Analyse der Schmelzentemperatur wurden sowohl Messungen als auch Berechnungen für unterschiedliche Betriebszustände mit Aluminium und Ti-Al als Charge durchgeführt. Für die meßtechnische Bestimmung des Temperaturfeldes wurde ausschließlich die Modellschmelze Aluminium verwendet. Die Messung der mittleren Schmelzentemperatur zur Verifikation numerischer Berechnungen wurde auch in TiAl durchgeführt.

4.3.1 Qualitative Analyse

Der Leistungseintrag erfolgt aufgrund des ausgeprägten Skineffektes allein auf der Außenhaut der Schmelze. Die in Abschnitt 4.2.1 beschriebene Badkuppenkontur führt zu einer inhomogenen Leistungsdichteverteilung in der Schmelze. Diese nimmt vom Scheitelpunkt in Richtung des Tiegelbodens zu, da der Abstand der Schmelze zum Tiegel bzw. zum Induktor von oben nach unten abnimmt. Das Maximum der Leistungsdichte tritt in der Nähe des Ablösepunktes auf [37], da an dieser Stelle die EM-Kräfte (vgl. Bild 4.22, S. 89) und damit auch die Leistungsdichte am größten ist. Hieraus resultiert das in Bild 4.10 dargestellte Temperaturfeld in Aluminium.

Bei der Berechnung wurde das robuste Nullgleichungsmodell nach [68] mit einer konstanten erhöhten effektiven Viskosität des Fluids verwendet [44]. Durch die Vernachlässigung der laminaren Unterschicht werden die Temperaturen im Modell zu gering berechnet. Die in der Grenzschicht auftretende Temperaturdifferenz von etwa 8 K wird bei der Berechnung nicht erfaßt [44] und muß nachträglich hinzu addiert werden. Die in Bild 4.10 rechts dargestellte berechnete Temperaturverteilung beinhaltet diese Temperaturdifferenz schon. Messung und Berechnung weisen dann sowohl

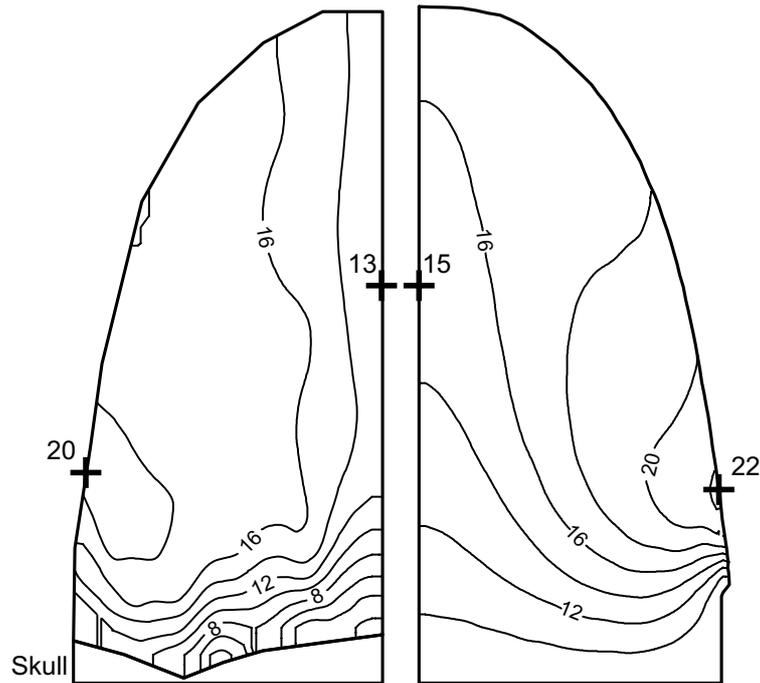


Abbildung 4.10: Vergleich von gemessener (links) und berechneter (rechts) Überhitzung $\Delta\theta$ in Kelvin beim Schmelzen von 5 kg Aluminium mit einer Leistung von 150 kW

qualitativ als auch quantitativ eine gute Übereinstimmung auf. Am Rand der Schmelze bildet sich ein Hotspot mit einer Überhitzung von 20 K bzw. 22 K durch die in diesem Bereich konzentrierten Wärmequellen aus. Im unteren Bereich verlaufen die Isothermen parallel zum Tiegelboden. Durch die auf der Tiegelachse aufwärts strömende Schmelze (vgl. Bild 4.22, S. 89) wird das am Rand erwärmte Schmelzenmaterial am Boden nach innen und auf der Achse nach oben transportiert. Der konvektive Anteil in (3.30) führt zu einer leichten Verschleppung des Temperaturfeldes durch die Schmelzenströmung [44]. Abgesehen von der erhöhten Temperatur am Rand weist das restliche Gebiet eine homogene Temperaturverteilung auf. Im Zentrum der Schmelze wird etwa eine Überhitzung von 13 K erreicht.

Bei den betrachteten Betriebszuständen unterscheidet sich die qualitative Struktur des Temperaturfeldes nur unwesentlich (Bild 4.11). Als Ausgangskonfiguration wird eine Schmelze mit 5 kg Aluminium und einer Leistung von 150 kW verwendet. Beispielhaft ist jeweils eine Schmelze mit veränderter Masse und eine mit veränderter Leistung dargestellt. Der Bereich höherer Temperatur im Außenbereich der Schmelze zeigt sich in allen Fällen. Im Bodenbereich sind nahezu waagerechte Isothermen vorhanden, die durch die starke Bodenkühlung verursacht werden. In der Nähe der Symmetrieachse verlaufen die Isothermen vertikal und enden an der freien Oberfläche.

Mit einer Erhöhung der Leistung geht auch eine Erhöhung der Schmelzentemperatur einher. Der gleiche Effekt wird mit einer größeren Schmelzenmasse erzielt. Der Grund liegt in der besseren Ankopplung des EM-Feldes an die Schmelze, durch die weniger stark ausgeprägte Badkuppe und

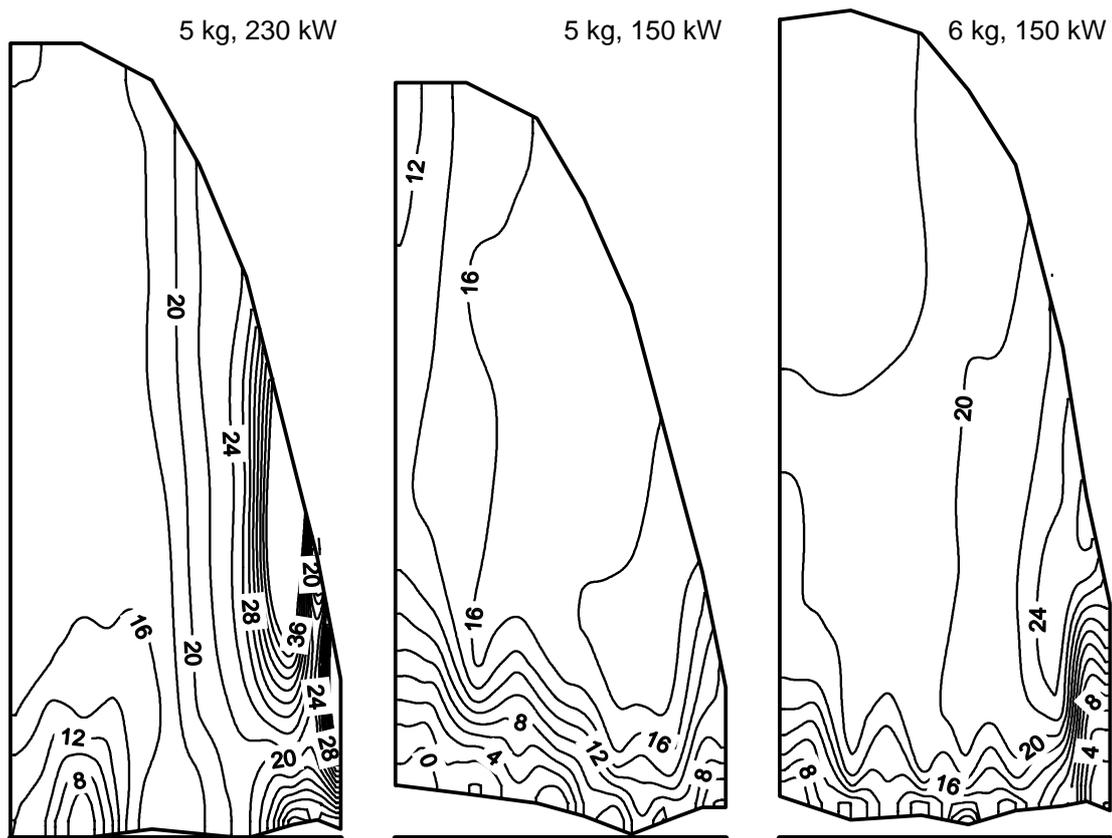


Abbildung 4.11: Gemessene Überhitzung $\Delta\theta$ in Kelvin und Skulkontur in Aluminium für unterschiedliche Schmelzenmassen und Leistungen mit markiertem Tiegelboden

den verminderten Streufluß. Der dadurch erhöhte Leistungseintrag führt zu größeren Überhitzungen. Die zahlreichen durchgeführten Messungen weisen auf dieses Verhalten hin, welches auch in [37, 44, 26] beschrieben wird. Die zum Gießen notwendigen möglichst hohen Überhitzungen führen zu der Forderung, eine Teilfüllung des Tiegels zu vermeiden.

4.3.2 Pulsation der Temperatur

Zusätzlich zur obigen Betrachtung der mittleren Schmelzentemperatur kann deren zeitlicher Verlauf analysiert werden. Die Meßwerte dienen später (vgl. Abschnitt 4.3.4) zur Bestimmung von Ersatzgrößen, die die Turbulenz beschreiben. Zudem soll die Messung der Pulsationen zu einem weiteren Verständnis der physikalischen Vorgänge im KIT beitragen. Bei der Betrachtung des zeitlichen Verlaufes der Temperatur wurden unterschiedliche Charakteristiken innerhalb der Schmelze gefunden (Bild 4.12). Als Bewertungskriterium für die Schwankung der Temperatur wurde die Pulsation σ gemäß (3.14) verwendet.

Anhand der Meßdaten wurden die charakteristischen Punkte Zentrum, Skullnähe und Temperaturmaximum definiert. Im Zentrum der Schmelze im Punkt $(0/\frac{1}{2}z_0)$ tritt eine Temperatur mit ei-

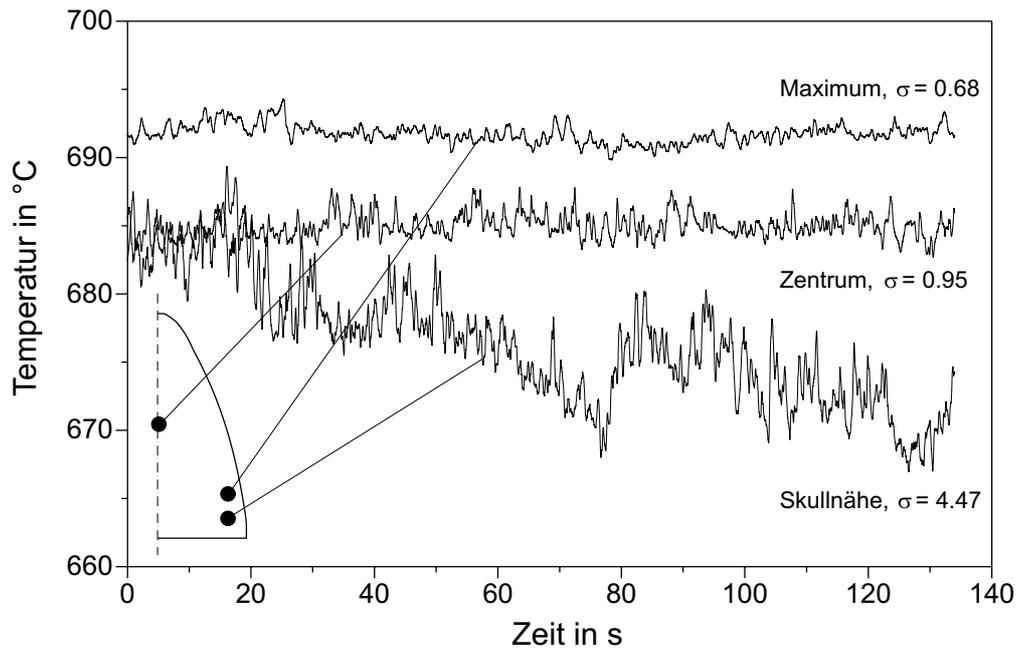


Abbildung 4.12: Gemessener zeitlicher Verlauf der Schmelzentemperatur an charakteristischen Punkten in einer 5 kg Aluminium-Charge

ner geringen Pulsation σ auf. Auch der Punkt maximaler Überhitzung weist eine kleine Pulsation auf. In Skullnähe lassen sich die stärksten Pulsationen messen. Insbesondere der Bereich am Rand zwischen Maximum und Skull zeigt dabei große Werte, die sich durch die komplizierten Strömungsverhältnisse im Bodenbereich erklären lassen. Phasengrenze und Temperatur sind über die Kristallisationstemperatur der Charge miteinander gekoppelt. Die Messungen der Skullkontur zeigten auch instationäre Vorgänge bei der Bildung des Skulls. Außerdem können sich durch die in der Realität vorhandenen Unebenheiten im Skull sehr komplexe Strömungsstrukturen ausbilden, die zusammen mit einer zeitlichen Änderung der Phasengrenze zu starken Schwankungen der Temperatur im Bodenbereich führen.

Auch in unterschiedlichen Betriebszuständen des Ofens mit variiert Leistung und Schmelzenmasse zeigt sich das beschriebene Verhalten (Bild 4.13). Die Struktur des Pulsationsfeldes $\sigma(r, z)$ verändert sich nicht wesentlich. Die Pulsation steigt vom Scheitelpunkt der Schmelze zum Tiegelboden hin an, wie es die geschichtete Struktur erkennen läßt. In der Nähe des Bodens und hier insbesondere im Randbereich treten durch die Strömungsverhältnisse sehr hohe Werte auf. Bei großen Leistungen ist dieses Verhalten etwas stärker ausgeprägt.

4.3.3 Einflußparameter

Um die auf numerischem Weg in [44] erhaltenen Ergebnisse zu stützen, wurden einige Studien zur Optimierung der Überhitzung auch experimentell durchgeführt.

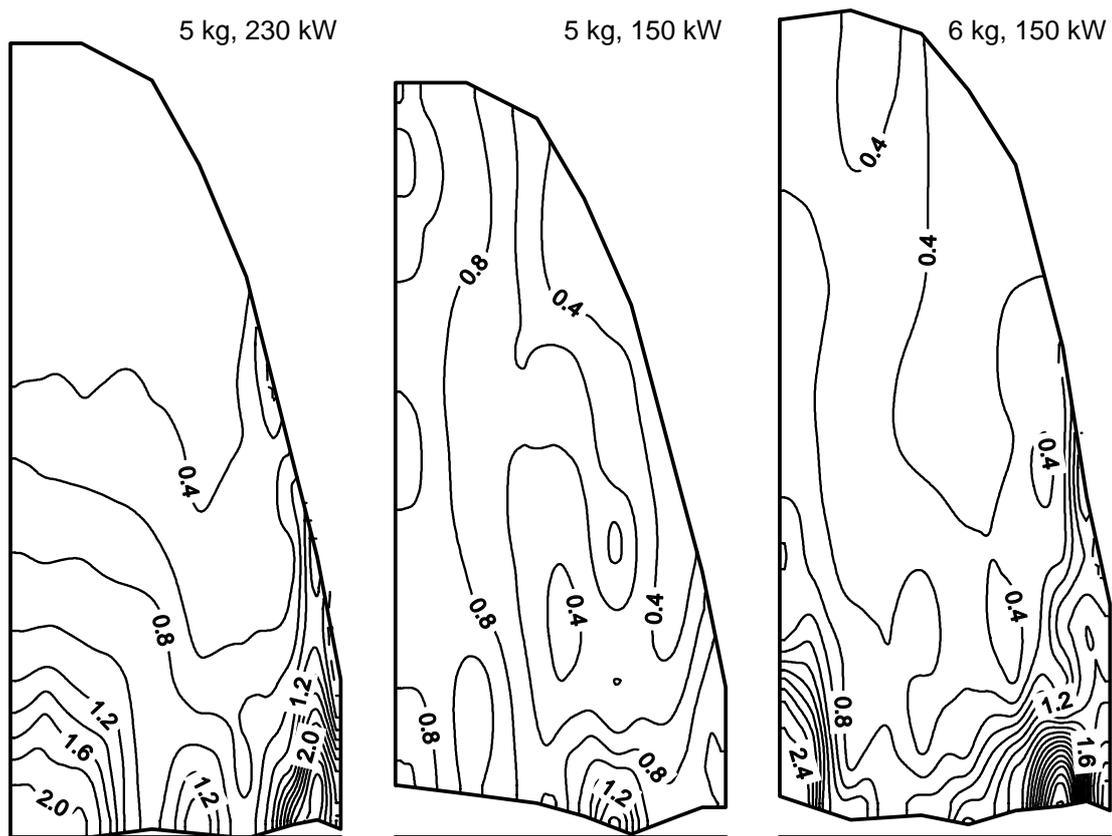


Abbildung 4.13: Gemessene Felder der Temperaturpulsation σ in Kelvin und Skullkontur in Aluminium für unterschiedliche Schmelzenmassen und Leistungen mit markiertem Tiegelboden

Eine Größe zur Beeinflussung der Temperatur ist die Betriebsfrequenz f des Umrichters. Nach den in Abschnitt 4.2.1 vorgestellten Ergebnissen geht die Änderung der Frequenz bei gleichbleibender Gesamtleistung mit einer Änderung der Badkuppenkontur einher. Hieraus resultiert eine Beeinflussung der Schmelzentemperatur (Bild 4.14).

Mit sinkender Frequenz nimmt die Schmelzentemperatur zu. Grund hierfür ist der mit abnehmender Frequenz ansteigende EM-Druck, der zu einer ausgeprägteren Badkuppe und damit zu einem größeren press-out-Faktor, d. h. verringertem Wandkontakt, führt, wie es auch die statistische Auswertung mehrerer Einflußgrößen in Abschnitt 4.7 zeigt. Aus der kleineren Kühlfläche zum Tiegel resultieren geringere thermische Verluste der Schmelze. Für die in der Praxis gewünschte hohe Überhitzung der Schmelze ist daher eine Absenkung der Frequenz zu empfehlen. Nachteilig wirkt sich dies eventuell auf die Stabilität der Schmelzsäule aus, die bei geringen Frequenzen eher zu Schwingungen und Instabilitäten neigt. Eine Untersuchung bezüglich der Stabilität muß auf experimentellen Wege erfolgen, da die vorhandenen Modelle ausschließlich den stationären Zustand beschreiben. In dem an der Anlage am EWH realisierbaren Frequenzbereich von 8–11 kHz ließen sich mit Ausnahme der in Abschnitt 4.4.4 näher erläuterten niederfrequenten Schwingungen beim

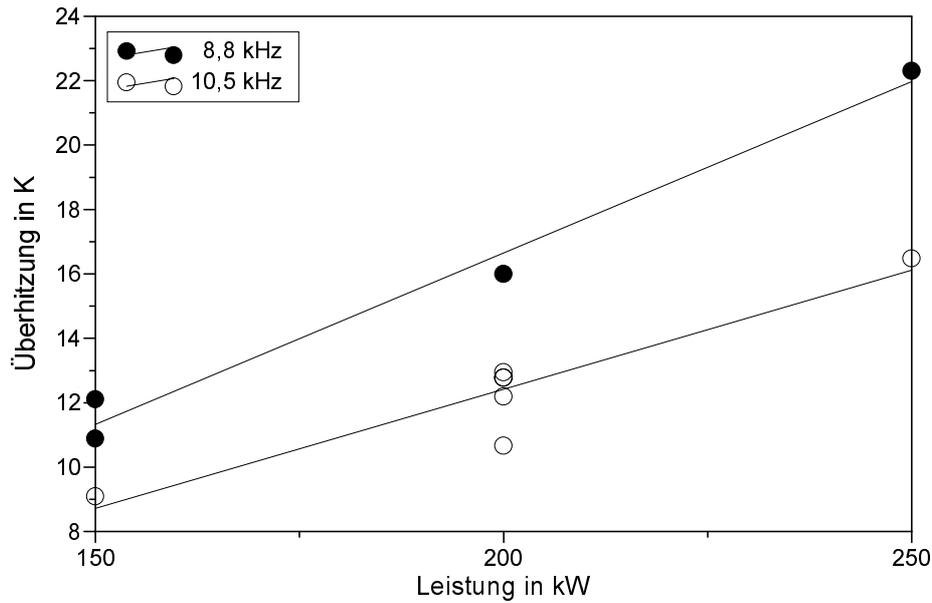


Abbildung 4.14: Gemessene Schmelzentemperatur in 5 kg Aluminium bei unterschiedlichen Betriebsfrequenzen f

plötzlichen Absenken der Leistung keine Beobachtungen machen, die auf einen instabilen Betrieb des Ofens schließen lassen.

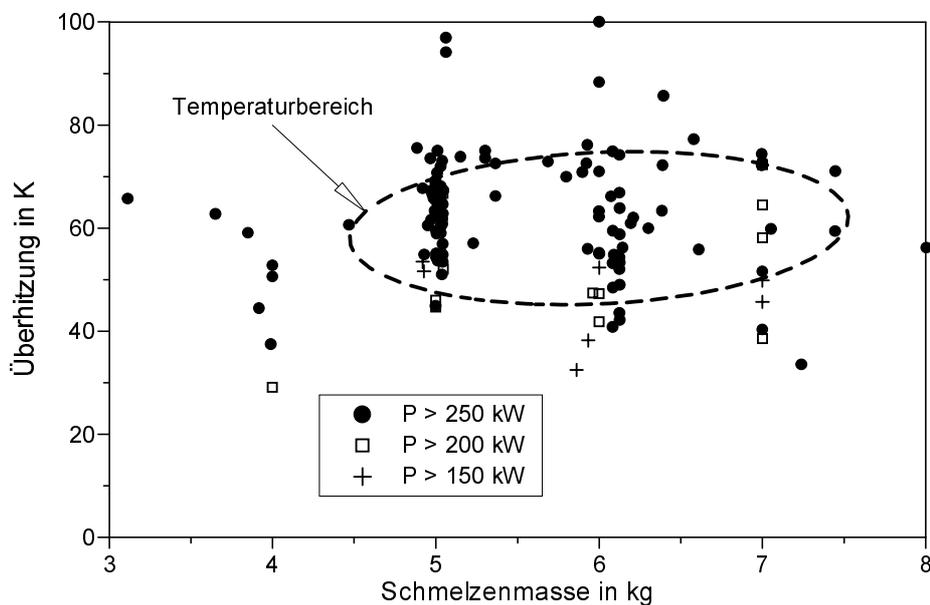


Abbildung 4.15: Überhitzung beim Schmelzen von TiAl im KIT für unterschiedliche Umrichterleistungen P_{MF} und Massen m

Nach der Analyse der Überhitzung für Aluminiumschmelzen wurden auch die Zusammenhänge bei TiAl erforscht. Dafür erfolgte die Auswertung zahlreicher Meßdaten von Versuchen mit TiAl-Schmelzen, die an der Versuchsanlage im EWH durchgeführt wurden (Bild 4.15). Die Meßwerte

lassen keine eindeutige Interpretation bezüglich der von Aluminium bekannten Abhängigkeit der Schmelzentemperatur von der Masse zu. Allein die Tendenz einer Erhöhung der Temperatur bei einer größeren Umrichterleistung kann festgestellt werden. Die erschwerte Interpretation resultiert hier aus der komplizierten Temperaturmessung. Die Messung relativ geringer Temperaturdifferenzen auf einem sehr hohen Niveau fällt bei TiAl stärker ins Gewicht als bei Aluminium und führt zu einer vergrößerten Meßungenauigkeit. Hinzu kommt, daß es sich bei der Charge um eine Legierung ohne exakt spezifizierte Schmelztemperatur und nicht um ein Element handelt. Der Kristallisationspunkt der Schmelze kann sich durch geringe Änderungen in der chemischen Zusammensetzung bereits um einige Kelvin verschieben, so daß die Temperaturrandbedingung an der Kristallisationsfront und damit auch die Temperatur der Schmelze eine andere ist. Für diese Deutung spricht die Tatsache, daß der Zusammenhang zwischen Schmelzentemperatur und Umrichterleistung in ein und demselben Versuch ohne Austausch der Charge erheblich deutlicher zum Vorschein kommt, wie es bei den Experimenten beobachtet werden konnte, als beim Vergleich zweier Versuche mit neuer Charge.

Trotz der nicht eindeutigen Abhängigkeiten ist auch beim Schmelzen von TiAl mit der betrachteten KIT-Konfiguration eine ähnliche Tendenz wie bei Aluminium zu erwarten. Alle signifikanten Einflüsse bezüglich Badkuppenkontur, EM-Verhalten, Impedanz usw. ergaben die gleichen Zusammenhänge, wie sie auch bei der Modellschmelze Aluminium vorzufinden sind. Da sich aus diesen Sachverhalten das thermische Verhalten ergibt, kann auch für TiAl gefolgert werden, daß eine größere Schmelzenmasse und eine verringerte Frequenz zu einer erhöhten Überhitzung führen, wie auch mit Hilfe der mathematischen Modelle in [44] aufgezeigt werden konnte. Im Abschnitt 4.7 werden noch weitere charakteristische Größen zur Bewertung der Überhitzung im Rahmen der SVP diskutiert.

4.3.4 Bestimmung von Kenngrößen für die Turbulenz

Die mathematische Beschreibung der HD/T-Vorgänge im KIT gestaltet sich aufgrund der turbulenten Strömung und der großen freien Oberfläche sehr kompliziert. Die bekannten Mehrgleichungsturbulenzmodelle, wie k - ε -Modell, als High- und Low-Reynolds-Variante sowie das k - ω -Modell ergaben mit den Standardrandbedingungen keine sehr guten Übereinstimmungen mit der Messung [44]. Insbesondere die Randbedingungen für die turbulenten Größen an der freien Oberfläche führten zu Schwierigkeiten.

Zur Vermeidung der beschriebenen Problematik wurde ein robustes Nullgleichungsmodell mit einer konstanten ortsunabhängigen effektiven Viskosität η_{eff} verwendet. Die mit diesem HD/T-Modell berechnete Temperaturverteilung [44] liefert gute Übereinstimmungen mit der Messung (vgl. Bild 4.10, S. 72). Da die Temperaturverteilung maßgeblich vom Strömungsfeld beeinflusst wird, kann davon ausgegangen werden, daß das Strömungsfeld somit auch richtig bestimmt wird. Für

die Analyse des Energietransportes müssen bei diesem laminaren Modell aber die Ersatzgrößen effektive Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} und effektive Viskosität η_{eff} bekannt sein, die die Effekte der Turbulenz beschreiben. Um für die numerischen Berechnungen Anhaltswerte der Ersatzgrößen zur Verfügung zu stellen, können hierfür Näherungswerte aus den Meßdaten, die in der Modellschmelze Aluminium gewonnen wurden, abgeleitet werden. Durch die komplizierten Zusammenhänge müssen aber einige Vereinfachungen vereinbart werden, so daß nur die Größenordnung der erhaltenen Ergebnisse bewertet werden kann.

In den gemessenen Zeitverläufen lassen sich die Turbulenzwirbel der Strömung als Schwankung wiederfinden. Im folgenden werden aus den Meßgrößen von Temperatur (Abschnitt 4.3) und Geschwindigkeit (Abschnitt 4.4) auf drei unterschiedlichen, voneinander unabhängigen Wegen, die charakteristische Größen η_{eff} und λ_{eff} zur Beschreibung der Turbulenz bestimmt. Analog zum Zusammenhang bei der Viskosität nach (3.31) ergibt sich die effektive Wärmeleitfähigkeit aus der Summe von molekularer λ_{mol} und turbulenter Wärmeleitfähigkeit λ_t . Aus der bei Metallschmelzen allgemein üblichen Annahme einer turbulenten *Prandtl-Zahl* von $\text{Pr}_t \approx 1$ folgt $\lambda_t = c_p \eta_t$, so daß sich für den Zusammenhang zwischen den Wärmeleitfähigkeiten λ_{eff} , λ_t und den Viskositäten η_{eff} , η_t

$$\lambda_{\text{eff}} = \lambda_t + \lambda_{\text{mol}} = c_p \eta_t + \lambda_{\text{mol}} \quad \text{mit } \eta_{\text{eff}} \approx \eta_t \quad (4.10)$$

formulieren läßt. Demnach ist die Bestimmung einer der beiden Ersatzgrößen aus den Meßdaten ausreichend, um die Turbulenz zu beschreiben. Die jeweils andere kann über den Zusammenhang (4.10) berechnet werden.

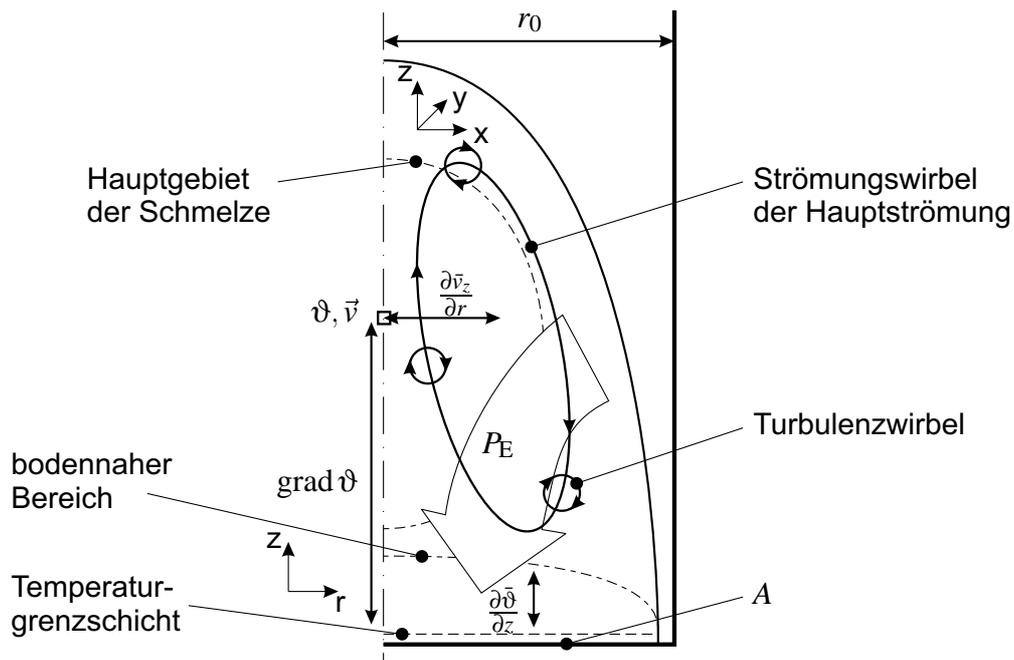


Abbildung 4.16: Definition charakteristischer Größen zur Beschreibung der Turbulenz

Für die Abschätzung sind die zeitlich gemittelten Größen der Geschwindigkeit \bar{v}_ζ und der Temperatur $\bar{\vartheta}$ sowie deren Pulsationsgrößen \tilde{v}_ζ und $\tilde{\vartheta}$ notwendig (Bild 4.16), die aus den zeitlichen Verläufen $v_\zeta(t)$ und $\vartheta(t)$ nach (3.12) und (3.16) bestimmt werden können.

Effektiver Wärmewiderstand in Bodennähe: Im quasistationären Zustand wird beim Schmelzen von Aluminium nahezu die komplette im Einsatz induzierte Leistung P_E über den Boden abgeführt. Die Strömungsrichtung der Hauptströmung ist im Bodenbereich vorwiegend radial gerichtet. Der Wärmestrom hingegen fließt nahezu allein in axialer Richtung. Daher wird die Wärme in der Nähe des Bodens fast komplett über Wärmeleitung mit der effektiven Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} quer zur Strömungsrichtung transportiert, so daß

$$P_E = \lambda_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial z} A \quad \Leftrightarrow \quad \lambda_{\text{eff}} = \frac{P_E}{A} \left(\frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial z} \right)^{-1} \quad (4.11)$$

mit der charakteristischen Ableitung der Temperatur in axialer Richtung $\frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial z}$ in Bodennähe außerhalb der Grenzschicht und A als Bodenfläche gilt.

Temperatur- und Geschwindigkeitspulsation: Die von der Hauptströmung transportierten Turbulenzwirbel führen im Meßsignal zu einer Pulsation der Meßgröße, die erfaßt werden kann. In der Energiegleichung (3.32) kann der Energietransport nach [68] in die beiden Teile Transport durch die mittlere Strömungsgeschwindigkeit und Transport durch Geschwindigkeitspulsationen aufgeteilt werden. Wird die Energiegleichung entsprechend getrennt, ergibt sich dann neben dem Term für die gemittelten Größen zusätzlich der Ausdruck

$$\frac{\partial}{\partial \zeta} \left(\rho c_p \overline{\tilde{v}_\zeta \tilde{\vartheta}} \right) \quad \text{mit } \zeta = x, y, z, \quad (4.12)$$

der den Transport von Energie durch die Geschwindigkeitspulsationen beschreibt. Beim häufig für turbulente Strömungen verwendeten k - ε -Modell wird dieser Term mit einer turbulenten Diffusion der Energie durch

$$\frac{\partial}{\partial \zeta} \left(\lambda_t \frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial \zeta} \right), \quad (4.13)$$

modelliert. Im Rahmen dieses Turbulenzmodells besteht daher zwischen (4.12) und (4.13) für jede Richtung näherungsweise der Zusammenhang

$$\rho c_p \overline{\tilde{v}_\zeta \tilde{\vartheta}} \approx \lambda_t \frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial \zeta}. \quad (4.14)$$

Unter der Annahme einer näherungsweise anisotropen, harmonischen Pulsation und einer hohen Korrelation von Temperatur- und Strömungspulsation, d. h. $\overline{\tilde{v}_\zeta \tilde{\vartheta}} \approx \frac{1}{2} \hat{v}_\zeta \hat{\vartheta}$, sowie (4.14) folgt schließlich

$$\rho c_p \frac{1}{2} \hat{v}_\zeta \hat{\vartheta} \approx \lambda_t |\text{grad } \bar{\vartheta}| \quad \Leftrightarrow \quad \lambda_t \approx \rho c_p \frac{1}{2} \hat{v}_\zeta \hat{\vartheta} \frac{1}{|\text{grad } \bar{\vartheta}|} \quad (4.15)$$

für den Zusammenhang von Pulsation und charakteristischem Temperaturgradienten $\text{grad } \bar{\vartheta}$ und der Amplitude der Pulsationen \hat{v}_ζ und $\hat{\vartheta}$.

Ansatz von Boussinesq: Nach [68] läßt sich der Zusammenhang zwischen der Geschwindigkeitspulsation \tilde{v}_x und \tilde{v}_z in einem Turbulenzwirbel und der Ableitung der mittleren Strömungsgeschwindigkeit normal zur Strömungsrichtung $\frac{\partial v_z}{\partial x}$ und $\frac{\partial v_x}{\partial z}$ durch

$$\rho \overline{\tilde{v}_x \tilde{v}_z} \approx -\eta_t \left(\frac{\partial \bar{v}_z}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}_x}{\partial z} \right) \quad (4.16)$$

mit der turbulenten Viskosität η_t formulieren. Auf der Achse ist die mittlere radiale Geschwindigkeit und damit auch deren Ableitung in axialer Richtung näherungsweise null, $\frac{\partial \bar{v}_z}{\partial x} \approx 0$. Für die Pulsationen der beiden Geschwindigkeitskomponenten kann $\tilde{v}_x \approx \tilde{v}_z$ angenommen werden. Mit diesen Zusammenhängen und (4.16) folgt daraus

$$\rho \overline{\tilde{v}_z^2} \approx -\eta_t \frac{\partial \bar{v}_z}{\partial x} \quad \Leftrightarrow \quad \eta_t \approx -\rho \overline{\tilde{v}_z^2} \left(\frac{\partial \bar{v}_z}{\partial x} \right)^{-1} \quad (4.17)$$

für die turbulente Viskosität η_t . Der Gradient der Geschwindigkeit ergibt sich dabei aus dem Betrag der axialen Geschwindigkeitskomponente auf der Achse und dem radialen Abstand zum Zentrum des Wirbels.

Mit den drei Gleichungen (4.11), (4.15), (4.17) und dem Zusammenhang (4.10) liegen die Bestimmungsgleichungen vor, die eine Abschätzung der Ersatzgrößen zur Beschreibung der Turbulenz mit den im KIT gemessenen charakteristischen Größen (Tabelle 4.5) erlauben.

Tabelle 4.5: Gemessene charakteristische Größen zur Beschreibung der Turbulenz beim Schmelzen von Aluminium im KIT

Einsatzleistung	P_E	60 kW
Temperaturableitung am Boden	$\frac{\partial \bar{\vartheta}}{\partial z}$	1000 K/m
charakteristischer Temperaturgradient	$ \text{grad } \vartheta $	100 K/m
Normalenableitung der axialen Geschwindigkeit	$\frac{\partial v_z}{\partial x}$	-1,8 1/s
Temperaturpulsation	$\hat{\vartheta}$	4 K
Geschwindigkeitspulsation	\hat{v}	3 cm/s
mittl. quadr. Geschwindigkeitspulsation nach (3.17)	$\overline{\tilde{v}_z^2}$	1,7 cm ² /s ²

Die anhand der obigen Überlegungen abgeleiteten Werte weisen relativ gute Übereinstimmungen hinsichtlich ihrer Größenordnung auf (Tabelle 4.6). Auch die Größen, die im Rahmen der numerischen Berechnungen zu guten Ergebnissen bezüglich der Temperaturverteilung in der Schmelze führten (vgl. Bild 4.10, S. 72), passen gut zu den analytisch bestimmten Werten. Zudem ergaben auch die Berechnungen mit dem k - ε -Modell im Bodenbereich, in dem die Turbulenzmodellierung aufgrund der Wandnähe relativ gut arbeitet, Werte für die effektive Viskosität im Bereich von

Tabelle 4.6: Charakteristische Größen für die effektive Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} und die effektive Viskosität η_{eff} beim Schmelzen von Aluminium im KIT

Bestimmung über	Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} W/mK	Viskosität η_{eff} Ns/m ²
eff. Wärmewiderstand aus (4.11)	2984	2,53
Pulsationen aus (4.15)	1563	1,38
<i>Boussinesq</i> aus (4.17)	366	0,22
Vergleich Messung/Berechnung ^a	1820	1,50

^a Übereinstimmung der Temperaturfelder aus der Berechnung mit $\eta_{\text{eff}} = 1,5 \text{ Ns/m}^2$ und aus der Messung (vgl. Bild 4.10, S. 72)

$\eta_{\text{eff}} = 0,3 \text{ Ns/m}^2 - 2,0 \text{ Ns/m}^2$ [44]. Demnach kann für eine Aluminiumschmelze im KIT eine effektive Viskosität von etwa $1,5 \text{ Ns/m}^2$ bei den betrachteten Betriebszuständen angegeben werden, die eine erfolgreiche Umsetzung der HD/T-Berechnungen mit dem Nullgleichungsmodell erwarten lassen. Aus den Ergebnissen, die mit der Modellschmelze gewonnen wurden, lassen sich Optimierungsvorschläge für den KIT ableiten, die in [44] ausführlich erarbeitet wurden. Das HD-Modell kann dann auch für die Berechnung von TiAl-Schmelzen verwendet werden, so daß eine Analyse der Strömungsvorgänge in diesem hochschmelzenden Werkstoff ermöglicht wird, in dem Messungen der Strömungsgeschwindigkeit mit den heutzutage zur Verfügung stehenden Meßmethoden undenkbar sind.

4.3.5 Instationäre Vorgänge

Bei den bisher im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurde der KIT im quasi-stationären Zustand betrachtet, in dem keine Änderung der Betriebsgrößen erfolgt. Dabei sind die das System beschreibenden Größen zeitlich konstant bzw. weisen einen zeitlichen Mittelwert auf, dem ein Wechselanteil überlagert ist, wie beispielsweise bei Schmelzenströmung und -temperatur. Im realen Betrieb einer Schmelzanlage kommt es jedoch auch zu instationären bzw. transienten Vorgängen beim Stellen der Umrichterleistung oder beim Nachchargieren von Schmelzmaterial. In diesem Abschnitt soll das instationäre Verhalten des Schmelzaggregates untersucht werden, um daraus Hinweise für den praktischen Betrieb abzuleiten. Da die Berechnung instationärer Vorgänge mit den vorhandenen numerischen Modellen nicht möglich ist, basieren alle Aussagen auf Messungen bzw. analytischen Abschätzungen.

Bei den Untersuchungen wird primär das thermische Verhalten der Anlage betrachtet. Alle anderen physikalischen Größen, wie EM- und HD-Feld, weisen so kurze Zeitkonstanten auf, daß praktisch zu jedem Zeitpunkt der stationäre Zustand vorliegt. Schmelze und Tiegel stellen thermisch ein sehr

kompliziertes System dar. Insbesondere der Phasenübergang und die zum Aufschmelzen des Skulls notwendige Energie sind bei transienten Vorgängen nicht einfach zu beschreiben. Die durchgeführten Messungen zeigen jedoch, daß sich das instationäre Verhalten des Systems mit dem einfachen thermischen Ersatzschaltbild eines Widerstandes und einer Kapazität beschreiben läßt. Die Bestimmung dieser Größen erfolgte im Rahmen dieser Untersuchung sowohl meßtechnisch als auch analytisch.

Stellen der Umrichterleistung

Für die Untersuchung instationärer Vorgänge wird eine definierte Anregung des Systems von außen benötigt. Aus dem quasistationären, thermisch eingeschwungenen Zustand wird die Umrichterleistung P_{MF} gemäß

$$P_{MF}(t) = \begin{cases} P_1 & \text{für } t < t_0 \\ P_2 & \text{für } t \geq t_0 \end{cases} \quad \text{mit } P_1 \neq P_2 \quad (4.18)$$

um die Differenzleistung $\Delta P = P_2 - P_1$ sprunghaft erhöht. Für die Bewertung der thermischen Zeitkonstanten τ werden die Schmelzentemperatur und die Kühlwassertemperaturen während des Ausgleichsvorganges gemessen. Bei diesen Untersuchungen wird grundsätzlich von einem geschmolzenen Einsatz ausgegangen. Der Aufschmelzvorgang des Einsatzes selbst wird bei der Analyse der Prozeßführung noch gesondert betrachtet (vgl. Abschnitt 5.4).

Für die Untersuchungen wurde sowohl die Modellschmelze Aluminium als auch TiAl verwendet. Im Gegensatz zu TiAl ermöglicht Aluminium auch die Messung transients Vorgänge direkt in der Schmelze. Bei TiAl können zeitliche Änderungen aufgrund des verwendeten Schutzrohres für das Thermoelement nur zeitverzögert erfaßt werden. Um einen Vergleich beider Materialien zu ermöglichen, bzw. Empfehlungen für das Schmelzen von TiAl im KIT geben zu können, wurden beim Schmelzen von TiAl die Kühlwassertemperaturen des Tiegels gemessen.

Bei einer plötzlichen Erhöhung der Umrichterleistung zeigt die Temperatur in erster Näherung das für ein RC-Glied bekannte Verhalten (Bild 4.17). Zunächst befindet sich die Schmelze im thermisch eingeschwungenen Zustand. Nach der Erhöhung der Leistung steigt die Temperatur im Zentrum der Schmelze an, bis der thermisch eingeschwungene Zustand wieder erreicht ist. Gleichzeitig steigen auch die Kühlwasserspreizungen, also die mit dem Kühlwasser abgeführten thermischen Verluste, an. Aus dem Verlauf der Temperaturen lassen sich die thermischen Zeitkonstanten des Systems bestimmen. Für die dargestellte Messung ergibt sie sich für die Schmelze zu 11,3 s. Daraus resultiert für die Einschwingzeit des Systems beim Schmelzen von 5 kg Aluminium etwa eine Minute. Danach ändert sich die Schmelzentemperatur nicht mehr.

Eine analytische Bestimmung der thermischen Zeitkonstanten τ kann über

$$\tau = R_{th}C_{th} \quad (4.19)$$

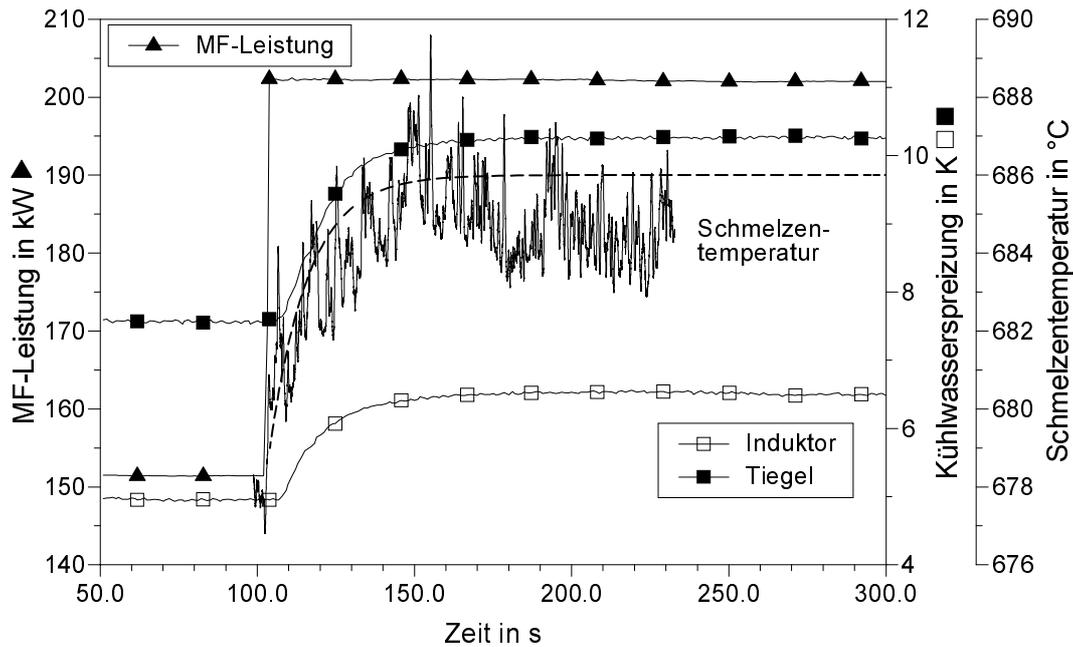


Abbildung 4.17: Gemessener Temperaturverlauf im Zentrum der Schmelze bei einer Leistungserhöhung von 50 kW (5 kg Aluminium)

mit dem thermischen Widerstand R_{th} und der Wärmekapazität C_{th} der Schmelze erfolgen. Die Wärmekapazität der Schmelze ergibt sich aus der spezifischen Wärmekapazität c_p bei einer Schmelzenmasse von 5 kg zu $C_{th} = 5,7 \text{ kJ/K}$. Eine direkte Bestimmung des thermischen Widerstandes kann nicht über einfache Gleichungen erfolgen, da der konvektive Wärmetransport nicht ohne weiteres analytisch zu beschreiben ist. Die Berechnung des Wärmewiderstandes erfolgt anhand meßtechnisch gewonnener Daten. Er läßt sich durch

$$R_{th} = \frac{\Delta\vartheta_E}{\Delta P_E} \quad (4.20)$$

mit dem Temperaturanstieg der Schmelze $\Delta\vartheta_E$ bei einer Erhöhung der Schmelzenleistung von ΔP_E berechnen. Mit den durchgeführten Messungen ergibt sich im betrachteten Betriebspunkt nach (4.20) ein Wärmewiderstand der Schmelze von etwa $R_{th} = 1 \text{ K/kW}$. Aus (4.19) und (4.20) resultiert eine auf analytischem Weg ermittelte thermische Zeitkonstante von $\tau = 5,7 \text{ s}$.

Bei den durchgeführten Messungen mit unterschiedlichen Differenzleistungen ergab sich ausschließlich eine Abhängigkeit von der Schmelzenmasse (Bild 4.18). Dargestellt ist die thermische Zeitkonstante von Aluminiumschmelzen unterschiedlicher Masse bei einem plötzlichen Anstieg bzw. Absinken der Umrichterleistung. Trotz der bei den Meßwerten vorliegenden Streuung ergab die statistische Auswertung bei beiden untersuchten Fällen, also positiver und negativer Leistungsdifferenz, eine signifikante Abhängigkeit von der Schmelzenmasse. Mit Hilfe von (4.20) und

$$\frac{\tau}{m} = R_{th} c_p \quad (4.21)$$

kann diese auch analytisch beschrieben werden. Die Messungen ergaben eine auf die Schmelzen-

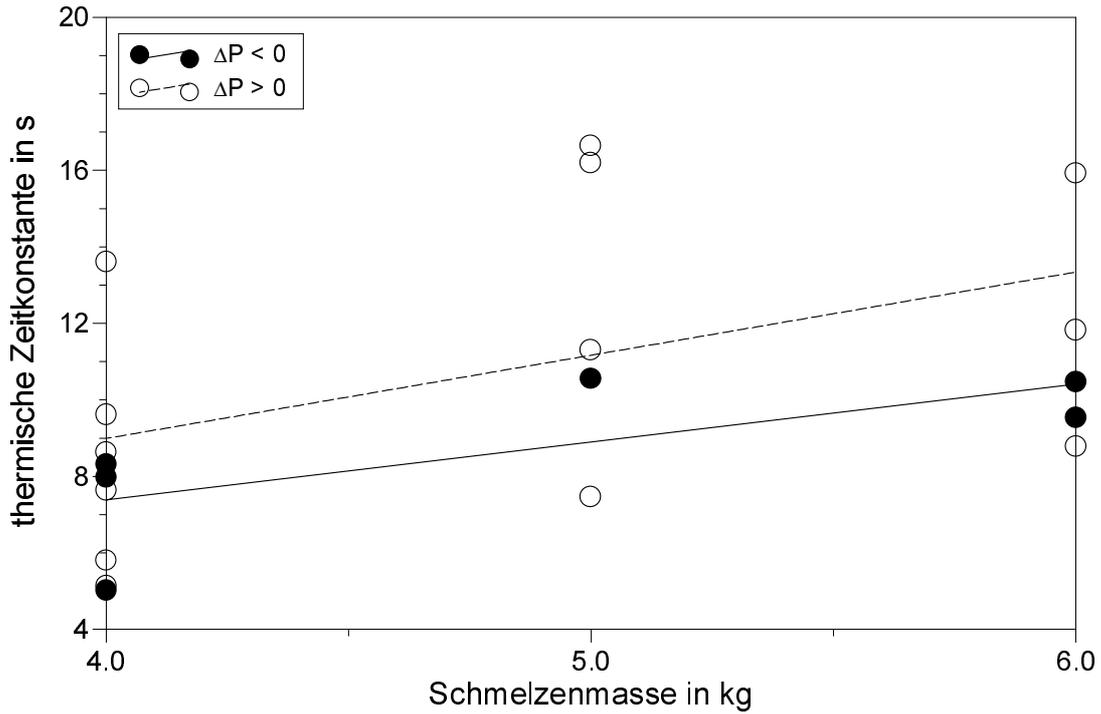
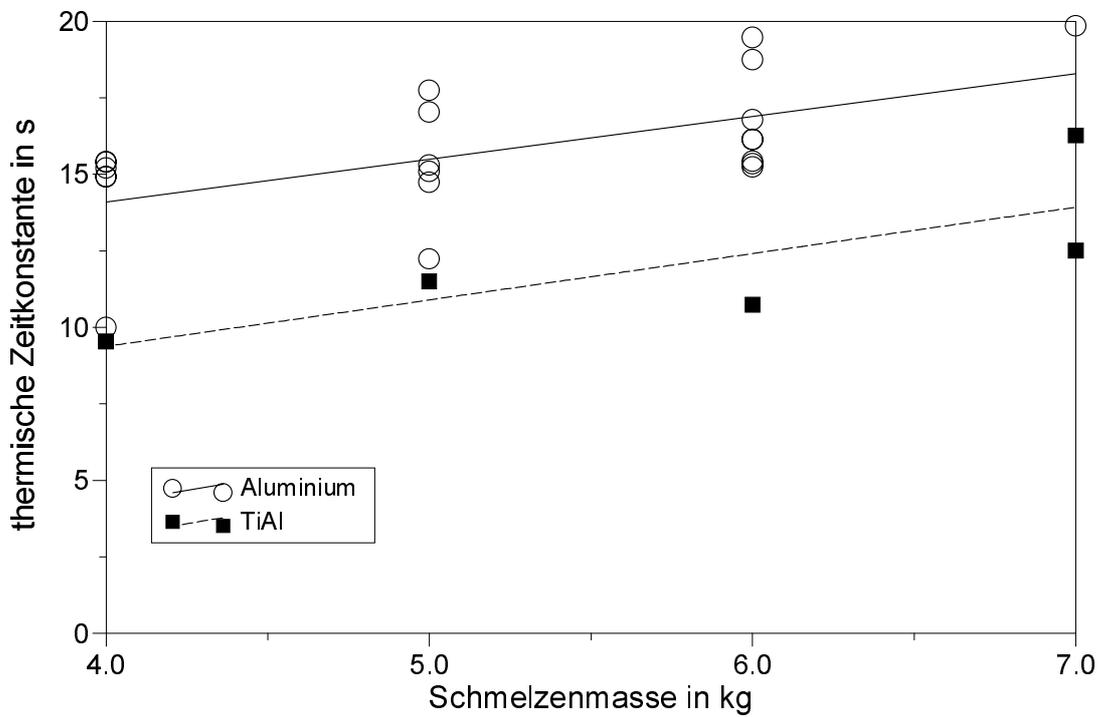


Abbildung 4.18: Thermische Zeitkonstante der Schmelzentemperatur von Aluminium

Abbildung 4.19: Gemessene thermische Zeitkonstante τ des Kühlwasserkreises des Tiegels bei einer Änderung der Umrichterleistung

masse m bezogene Zeitkonstante von $1,52 \text{ s/kg}$ bei $\Delta P < 0$ und $2,17 \text{ s/kg}$ bei $\Delta P > 0$. Das Erhöhen der Umrichterleistung führt zu einer erhöhten Schmelzenleistung und einem verringerten Wandkontakt. Hieraus resultiert eine Zunahme der Schmelzentemperatur bis diese wieder das thermische Gleichgewicht erreicht. Die erhöhte Schmelzentemperatur führt zu größeren thermischen Verlusten und zudem zu einem Abschmelzen des Bodenskulls und damit zu einem verringerten Wärmewiderstand zur Umgebung. Beim Senken der Leistung treten diese Vorgänge in umgekehrter Reihenfolge auf. Die Änderung der Skulldicke ist der Grund für die unterschiedlichen Zeitkonstanten beider Vorgänge. Dabei hat der Zustand vor der Leistungsänderung den größeren Einfluß auf die Zeitkonstante, da in den ersten Sekunden die größten Änderungen auftreten. Folglich ist die Zeitkonstante beim Absenken der Leistung $\Delta P < 0$ vom hohen Niveau, das mit einem dünnen Bodenskull verbunden ist, kleiner als die beim Erhöhen. Zum Vergleich ergibt sich mit (4.21) eine bezogene Zeitkonstante von $1,1 \text{ s/kg}$, bei der nicht zwischen Erhöhen und Vermindern der Leistung unterschieden wird.

Bei TiAl treten ähnliche Zusammenhänge auf (Bild 4.19). Da die Messung transienter Vorgänge bei der Schmelzentemperatur in TiAl nicht ohne weiteres möglich ist, wird der Kühlwasserkreis des Tiegels betrachtet. Dabei findet sich der oben gezeigte Zusammenhang der Schmelzentemperatur wieder. Mit zunehmender Masse nimmt die Trägheit des Systems zu. Für die Kühlwasserkreise ergibt sich eine auf die Massen bezogene Zeitkonstante aus der Steigung der in Bild 4.19 dargestellten Geraden zu $1,4 \text{ s/kg}$ für Aluminium und $1,5 \text{ s/kg}$ für TiAl.

Nachchargieren von Schmelzmaterial

Ein weiterer instationärer Vorgang ist das Nachchargieren von Schmelzmaterial. Im Betrieb besteht teilweise die Notwendigkeit, Legierungselemente erst nach einiger Zeit der Schmelze hinzuzufügen. Auch beim Einschmelzen von Rücklaufschrott ist es oft allein aus Platzgründen im Tiegel nicht möglich, die komplette Charge im ungeschmolzenen Zustand im Tiegel unterzubringen, so daß ein Nachchargieren erforderlich ist.

Ausgangspunkt ist eine Charge mit 5 kg Aluminium bei einer Umrichterleistung von 250 kW (Bild 4.20). Das System befindet sich dabei im thermisch eingeschwungenen Zustand. Die Schmelzentemperatur wird im Zentrum der Schmelze gemessen. In den flüssigen Einsatz wird 1 kg festes Aluminium chargiert. Dabei sinkt die Temperatur der Schmelze für eine kurze Zeit nahezu auf die Schmelztemperatur der Charge ab, um danach wieder anzusteigen. Durch die größere Charge ändert sich das EM-Verhalten. Die Umrichterleistung steigt trotz des gleichen Vorgabewertes leicht an. Dementsprechend nimmt auch die im Induktor umgesetzte Leistung zu. Das Absinken der Schmelzentemperatur zeigt sich zeitverzögert auch im Tiegelkühlwasser, da Energie zum Aufschmelzen des nachchargierten Materials benötigt wird. Nach dem Aufschmelzen wird wieder der stationäre Zustand mit etwa gleicher Kühlwasserspreizung erreicht. Mit Hilfe der in Bild 4.20

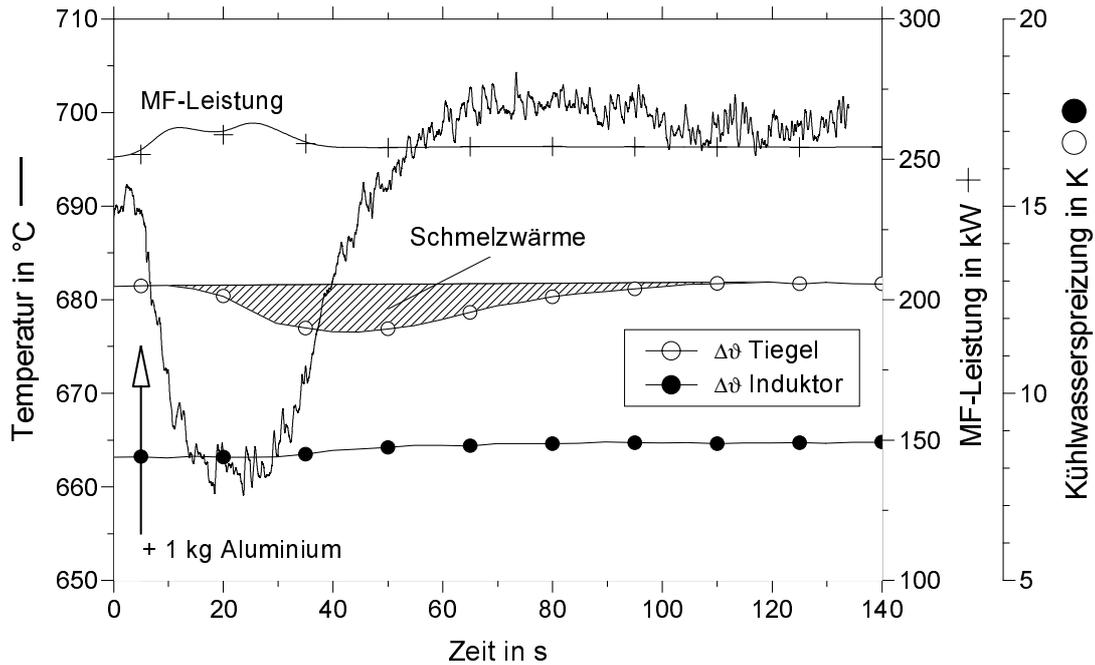


Abbildung 4.20: Verlauf der Schmelzentemperatur beim Nachchargieren von 1 kg Aluminium

schräffierten Fläche und dem Kühlwasserstrom des Tiegelkühlkreises läßt sich die zum Erwärmen und Aufschmelzen notwendige Energie nach (3.7) bestimmen. Für das nachchargierte Material resultiert daraus ein Wert von 295 kWh für ein Kilogramm Aluminium, der gut mit der anhand von Materialdaten errechneten Energie von 298 kWh/kg übereinstimmt. Die Berechnung dieser theoretisch notwendigen Energie zum Schmelzen von Aluminium wird im Rahmen einer detaillierten Analyse im Abschnitt 4.6 vorgenommen. Der gesamte Aufschmelzprozeß des nachchargierten Materials ist nach etwa 60 s beendet, wodurch auch die kurze thermische Zeitkonstante des Systems unterstrichen wird.

Aus den durchgeführten Untersuchungen kann gefolgert werden, daß eine lange Haltezeit der Schmelze im Tiegel keinerlei Vorteile bezüglich einer höheren Überhitzung bringt. Sobald der Einsatz komplett geschmolzen ist, wird der thermisch eingeschwungene Zustand innerhalb weniger Minuten erreicht. Ein längerer Betrieb erhöht die Schmelzentemperatur nicht. Wenn die Homogenisierung der Legierung auch in dieser Zeit abgeschlossen ist, kann auf ein längeres Schmelzen verzichtet werden, um den Energiebedarf so gering wie möglich zu halten.

4.4 Strömungsfeld der Schmelze

Bei der Analyse der thermischen Vorgänge spielt das Strömungsfeld in der Schmelze eine wichtige Rolle, da Wärmetransport im Fluid auch durch Konvektion erfolgt. Zudem ist die Schmelzenströmung für das Einmischen von Legierungsbestandteilen von besonderer Relevanz. Durch

die ausgeprägte freie Oberfläche können bekannte Abhängigkeiten vom ITO nicht ohne weiteres auf den KIT übertragen werden, so daß eine meßtechnische Bestimmung der charakteristischen Strömungsgrößen, wie beispielsweise der mittleren Geschwindigkeit, erfolgen muß.

Aufgrund der aggressiven Aluminiumschmelze und der daraus resultierenden kurzen Lebensdauer der Geschwindigkeitsmeßsonde können keine kompletten Geschwindigkeitsfelder mit dem vorhandenen Versuchsaufbau gemessen werden. Zur Entwicklung und Bestätigung der mathematischen Modelle für die HD-Vorgänge reicht aber die Messung charakteristischer Größen aus. Die interessierenden Fragestellungen wurden daher im Experiment auf die folgenden wesentlichen Punkte beschränkt:

- Klärung der prinzipiellen Strömungsstruktur
- Strömungsrichtung auf der Tiegelachse
- Größenordnung der mittleren Strömungsgeschwindigkeit
- Abhängigkeiten der Strömungsgeschwindigkeit von Betriebsgrößen

Eine weitere Schwierigkeit bei der Messung ist die relativ geringe Empfindlichkeit der Sonden. Das Ausgangssignal der für Aluminium notwendigen EM-Sonde ist etwa um den Faktor vier geringer als das der PM-Sonde für niedrigschmelzende Werkstoffe. Die angegebenen Werte für die Geschwindigkeiten sind daher mit einer Meßunsicherheit behaftet, die im Ergebnisteil diskutiert wird.

4.4.1 Qualitative Analyse

Zur Charakterisierung der Strömung erfolgt die Messung der Strömungsgeschwindigkeit auf der Tiegelachse bei $r = 0$. Aus Symmetriegründen existiert hier nur die axiale Komponente der Geschwindigkeit v_z . Die Messungen zur Überprüfung der Symmetrie ergaben für den zeitlichen Mittelwert der radialen Komponente wie erwartet näherungsweise den Wert null.

Eine entscheidende Frage beim HD-Verhalten des KITs ist die prinzipielle Strömungsstruktur. Die Verteilung der antreibenden EM-Kräfte ist eine andere als die im ITO, so daß auch eine andere Struktur der Strömung zu erwarten ist.

Die Messung zeigt, daß die axiale Geschwindigkeitskomponente entlang der z -Achse immer positiv ist, d. h. die Schmelze auf der Tiegelachse ausschließlich aufwärts strömt (Bild 4.21). Entlang der Höhe existiert kein Nulldurchgang und damit keine Umlenkung der axialen Strömungsgeschwindigkeit, wie es vom herkömmlichen ITO bekannt ist [34]. Ergänzend zu den Messungen wurden auch Berechnungen in [44] mit dem in Abschnitt 3.3.2 beschriebenen Modell durchgeführt. Qualitativ und bezüglich der Größenordnung des Betrages weisen Messung und Berechnung der mittleren Geschwindigkeit im KIT gute Übereinstimmungen auf. Das Maximum der Ge-

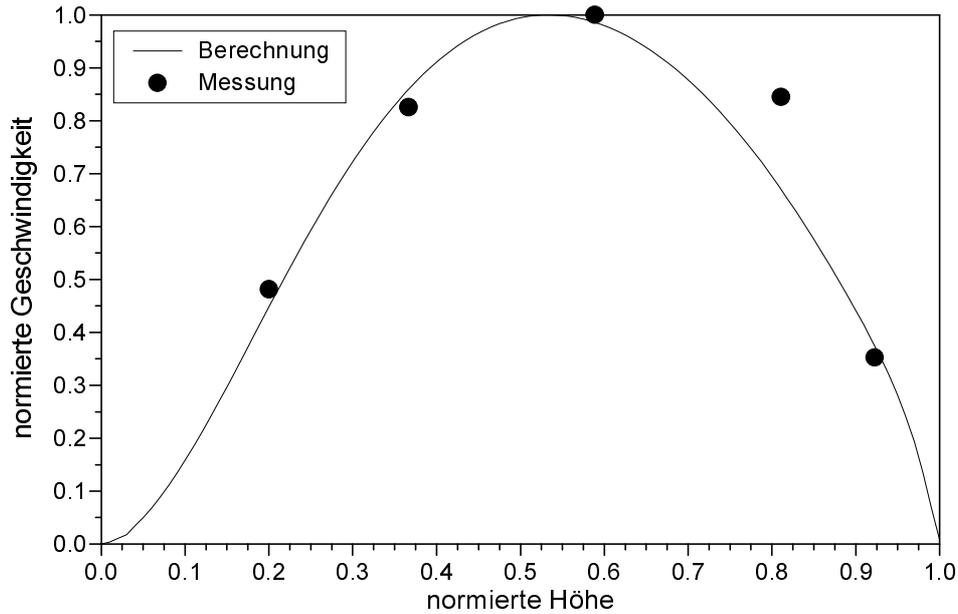


Abbildung 4.21: Gemessene und berechnete normierte axiale Strömungsgeschwindigkeit auf der Tiegelachse beim Schmelzen von 4 kg Aluminium mit 150 kW Umrichterleistung

schwindigkeit tritt etwa auf der mittleren Höhe der Schmelze auf (Bild 4.21). Die absoluten Werte der Geschwindigkeit weichen jedoch etwa 40 % voneinander ab. Diese Differenz ist in der Meßunsicherheit, die durch die geringe Empfindlichkeit der Meßsonden sowie die geringe Geschwindigkeit in der Schmelze entsteht, und die komplizierte Berücksichtigung der turbulenten Vorgänge bei der Berechnung begründet. Aufgrund mehrerer Messungen bei gleichen Betriebsparametern läßt sich für die Messung ein Fehler von etwa 30 % angeben. Für die geforderten Aussagen bezüglich der Größenordnung der Geschwindigkeit und der prinzipiellen Strömungsstruktur ist diese Meßgenauigkeit jedoch durchaus ausreichend. Mit den derzeit zur Verfügung stehenden und aus der Literatur bekannten Meßmethoden sind in naher Zukunft keine wesentlich genaueren Meßdaten für die Strömungsgeschwindigkeit im KIT zu erwarten. Bei der Berechnung können aufgrund fehlender exakter Referenzwerte keine genauen Angaben über deren Genauigkeit gemacht werden. Durch die vereinfachte Berücksichtigung der turbulenten Strömungsvorgänge mittels einer konstanten erhöhten Viskosität ist ein Fehler zu erwarten, der nicht genau quantifiziert werden kann. Werden die Fehler von Messung und Berechnung zusammen betrachtet, liegt der Unterschied bei den Ergebnissen im erwarteten Bereich.

Aufgrund der komplizierten Messungen und des niedrigen Signalpegels muß eine kritische Prüfung der erhaltenen Meßwerte erfolgen. Anhand während der Messungen durchgeführter Untersuchungen zur Plausibilität der Meßdaten können aber sowohl die gemessene Größenordnung und als auch die prinzipiellen Abhängigkeiten der Strömungsgeschwindigkeit als gesichert betrachtet werden. Demnach ist das Meßsignal nahezu null wenn der Gleichstrom in der Erregerspule

der EM-Sonde abgeschaltet ist oder die Sonde in die ruhende Schmelze eingetaucht wird. Bei vorhandener Schmelzenströmung und eingeschaltetem Erregerstrom ist dem Meßsignal eine harmonische Geschwindigkeit überlagert, wenn die Sonde in axialer Richtung auf und ab bewegt wird. Die Amplitude dieses künstlich erzeugten Signals, dessen Frequenz mit der Bewegungsfrequenz übereinstimmt, ist größer als das eigentliche Meßsignal der Schmelzenströmung. Mit der bekannten Sondengeschwindigkeit deutet dieses Indiz auch auf die oben erwähnte relativ geringe Strömungsgeschwindigkeit in der Schmelze hin und bestätigt die Korrektheit der Meßergebnisse.

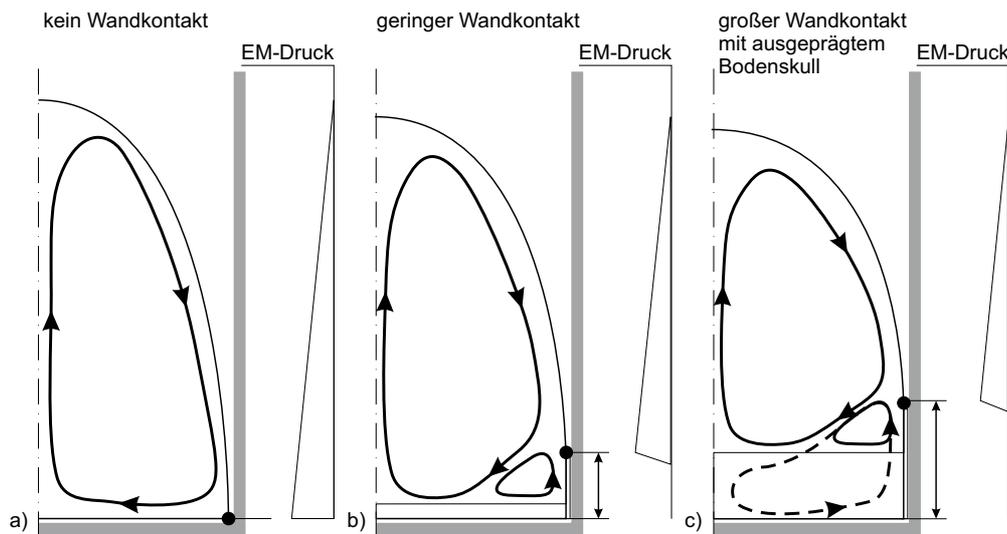


Abbildung 4.22: Prinzipielle Strömungsstruktur im KIT für unterschiedlich stark ausgeprägte Badkuppen beim Stellen der Leistung

Im folgenden sollen die im KIT möglichen Strömungsstrukturen anhand der gewonnen Meßwerte und phänomenologischer Überlegungen diskutiert werden. Für eine qualitative Analyse der Strömungsstruktur muß die Verteilung der antreibenden EM-Kräfte analysiert werden. Der einfachste Fall liegt vor, wenn die Schmelze komplett von der Tiegelwand abgelöst ist (Bild 4.22a). Da die Kontur der freien Oberfläche nach (3.27) vor allem durch das Gleichgewicht zwischen Schweredruck der Flüssigkeitssäule und EM-Druck bestimmt wird, wächst die EM-Kraftdichte vom Scheitelpunkt der Schmelze bis zum Boden hin stetig an. Das Maximum wird folglich am Tiegelboden erreicht. Die Schmelze wird vom Wirbelanteil der EM-Kraftdichte angetrieben, so daß alle an der Schmelzenoberfläche befindlichen Fluidteilchen eine Beschleunigung nach unten erfahren. Es bildet sich nur ein Wirbel im Strömungsgebiet aus, in dem die Strömungsrichtung an der freien Oberfläche nach unten und auf der Tiegelachse nach oben weist, wie auch in [37,44] gezeigt wird. Auch in [42] werden solche Strömungsstrukturen vorgestellt. Eine weitere Bestätigung für den großen oberen Wirbel ist die Beobachtung kleiner Aluminiumteilchen im Experiment, die sich auf der Oberfläche der Schmelze nur abwärts bewegen.

Bei kleineren Leistungen liegt die Schmelze teilweise an der Tiegelwand an. Das Maximum der EM-Kraftdichte ist nach oben verschoben. Unterhalb des Ablösepunktes nimmt die EM-Kraftdich-

te aufgrund der abschirmenden Wirkung des Skulls ab. Es können sich damit zwei Strömungswirbel ausbilden. Da das Maximum der EM-Kraftdichte entlang der Tiegelhöhe nicht wie beim herkömmlichen ITO in der Mitte liegt [34], ist eine unsymmetrische Struktur vorhanden, bei der der obere Wirbel räumlich weitaus stärker ausgedehnt ist als der untere (Bild 4.22b). Anhand des experimentellen Befundes bei der Analyse der axialen Geschwindigkeit (vgl. Bild 4.21) kann diese Strömungsstruktur bestätigt werden. Der obere Wirbel reicht demnach bis zum Boden. Der bei Berechnungen in [44] vorhandene untere Wirbel im Randbereich der Schmelze konnte im Experiment aufgrund der Größe der Meßsonde nicht räumlich aufgelöst werden.

Bei einer weiten Verschiebung des Ablösepunktes nach oben ergaben Berechnungen auch Strukturen, in denen der untere Wirbel bis an die Achse heranreicht, da die nach innen strömende Schmelze die Tiegelachse erreicht bevor sie an den Boden gelangt. Die axiale Komponente der Geschwindigkeit v_z weist dann einen Nulldurchgang auf der Tiegelachse auf und ist im unteren Bereich des Tiegels nach unten gerichtet. Im vorhandenen Tiegel wurden solche Strukturen im Experiment in keinem Betriebszustand gemessen. Damit sich der untere Wirbel so weit ausbilden kann, muß unterhalb des Ablösepunktes noch ein genügend großer Bereich flüssigen Materials vorhanden sein. Die Absenkung der Leistung, die zum Ansteigen des Ablösepunktes führt, geht aber immer mit einem anwachsenden Bodenskull einher (Bild 4.22c), so daß sich die Strömung im Bodenbereich nicht so stark ausbilden kann. Bei einer Konfiguration mit einem hohen Ablösepunkt und einem dünneren Bodenskull sind solche Strömungsstrukturen aber durchaus denkbar. Bei der Berechnung des HD/T-Feldes muß demnach bei Parameteränderungen, die eine Änderung der Bodenskullkontur zur Folge haben könnten, diese in der Ergebnisdiskussion berücksichtigt werden.

4.4.2 Einflußparameter

Zur Analyse der Einflußgrößen der Strömungsgeschwindigkeit in der Schmelze wurden Messungen bei unterschiedlichen Betriebsparametern durchgeführt.

Als repräsentativer Punkt für die Messung wurde das Zentrum der Schmelze im Punkt $(0/\frac{1}{2}z_0)$ ausgewählt. Für die unterschiedlichen Betriebszustände wurden sowohl Messungen als auch Berechnungen durchgeführt. Dabei wurden keine ausgeprägten Abhängigkeiten von der Schmelzenmasse und der induzierten Leistung gefunden (Tabelle 4.7). Alle Strömungsgeschwindigkeiten liegen im Rahmen der Meßunsicherheit bei dem verwendeten Tiegel etwa im gleichen Bereich. Im Zentrum der Schmelze kann anhand der Meßergebnisse von einer Strömungsgeschwindigkeit im Bereich von etwa 10–20 cm/s ausgegangen werden. Die vom ITO bekannten Parameterabhängigkeiten können aufgrund der ausgeprägten Badkuppe nicht auf den KIT übertragen werden. Die Änderung der Badkuppenkontur mit der induzierten Leistung führt zu anderen Zusammenhängen, die im nachfolgenden Abschnitt erläutert und begründet werden.

Tabelle 4.7: Messung und Berechnung der charakteristischen Geschwindigkeit v_z auf der Tiegelachse $r = 0$ bei $z = \frac{1}{2}z_0$ für unterschiedliche Betriebsparameter

Schmelzen- masse kg	MF-Leistung kW	Induktor- strom kA	Geschwindigkeit v_z	
			Messung cm/s	Berechnung cm/s
6	300	3,68	12,6	17,2
6	250	3,37	11,9	16,8
5	250	3,31	10,5	15,9
4	200	2,90	10,9	15,5
4	250	3,22	10,1	15,8
4	300	3,49	9,4	16,0

Die durchgeführten Messungen konnten die Frage nach dem HD-Feld im KIT zwar nicht abschließend klären, lieferten aber in Verbindung mit den gemessenen Temperaturfeldern (vgl. Abschnitt 4.3) entscheidene Stützpunkte für die Entwicklung und Verifikation numerischer Modelle in [44], mit denen eine gezielte Optimierung des KITs für einen sicheren und effizienten Schmelzbetrieb erfolgen kann. Eine weitergehende Analyse bedarf der Messung kompletter Geschwindigkeitsfelder, wofür eine andere Modellschmelze oder widerstandsfähigere Meßsonden notwendig sind.

4.4.3 Analytische Bestimmung der antreibenden Kräfte

Sowohl bei den Messungen als auch bei den Berechnungen hat sich gezeigt, daß die Strömungsgeschwindigkeit auf der Achse keine ausgeprägte Abhängigkeit von der eingebrachten Leistung aufweist. Zur Erklärung dieses zunächst unerwarteten Zusammenhanges wird im folgenden das HD-Verhalten des KITs insbesondere im Hinblick auf die Ausbildung der Badkuppe diskutiert.

Beim ITO, in dem die Schmelzenkontur und damit die qualitative Verteilung der Kraftdichte nicht so stark abhängig von der eingebrachten Leistung sind wie im KIT, ist der Betrag der mittleren Strömungsgeschwindigkeit proportional zum Induktorstrom. Dieses Verhalten ist typisch für die im ITO vorliegende trägheitsbestimmte turbulente Strömung [34]. Der KIT zeigt eine andere Charakteristik (vgl. Tabelle 4.7). Daher wird hier eine Abschätzung der schmelzenantreibenden Kräfte für den KIT vorgestellt, die unter folgenden Voraussetzung gilt:

- stationärer Zustand, $\frac{d\vec{v}}{dt} \equiv \vec{0}$
- geringe elektromagnetische Eindringtiefe in der Schmelze, $d/\delta \gg 1$
- ausgeprägte freie Oberfläche, geringe Kontaktfläche zur Tiegelwand

- freie Oberfläche geprägt durch elektromagnetischen Druck
- axialsymmetrische Badkuppe
- konstante Frequenz f

Den Antrieb für die Strömung stellt die EM-Kraftdichte dar, die sich nach (3.29) bestimmen läßt. Der räumlich stärker ausgeprägte obere Wirbel der Schmelze (vgl. Bild 4.22) wird von den im abgelösten Teil der Badkuppe angreifenden EM-Kraftdichten getrieben, die hauptsächlich radial zur Tiegelachse hin weisen. Befindet sich ein Fluid in einem abgeschlossenen Bereich ohne Zu- bzw. Ablauf, kann eine Strömung nur von einem nicht konservativen Kraftfeld angetrieben werden. Zur weiteren Analyse wird die EM-Kraftdichte deshalb in ihren Potential- und ihren Wirbelanteil zerlegt

$$\vec{f} = -\frac{1}{2\mu_0} \text{grad}(B^2) + \frac{1}{\mu_0} (\vec{B}\nabla)\vec{B}. \quad (4.22)$$

Dabei beschreibt der erste Summand in (4.22) den Potentialanteil des Kraftfeldes, der die Form der freien Oberfläche bestimmt und keinen Beitrag zum Antrieb der Schmelzenströmung leistet. Der zweite Summand ist für den Antrieb der Strömung verantwortlich.

Bei sehr geringen EM-Eindringtiefen δ verlaufen alle Magnetfeldlinien in einem dünnen Skinlayer nahezu parallel zur Oberfläche der Schmelze. In diesem Fall kann der zweite Summand in (4.22) nach [69] durch eine Kraftdichte \vec{f} , die tangential zur Oberfläche wirkt

$$\vec{f} = \frac{1}{2\mu_0} \text{grad}_\tau(B^2), \quad (4.23)$$

mit dem Gradienten in tangentialer Richtung grad_τ beschrieben werden. Der für den Schmelzenantrieb verantwortliche Rotor beider Terme in (4.22) und (4.23) ist im Fall $d/\delta \gg 1$ identisch. Aufgrund der Axialsymmetrie ist der in azimutale Richtung weisende Anteil dieser Kraftdichte identisch null. Die in der r - z -Ebene liegende Tangentialkomponente f_τ der Kraftdichte nimmt ins Schmelzengebiet hinein näherungsweise exponentiell ab. Im Abstand ξ von der Oberfläche ergibt sich der Wert

$$f_\tau(\xi) = f_{\tau,0} e^{-2\frac{\xi}{\delta}} \quad (4.24)$$

mit dem Oberflächenwert für die Tangentialkraftdichte $f_{\tau,0}$.

Für eine Abschätzung der antreibenden Kräfte kann die im Volumen wirkende Kraftdichte durch eine außen an der Schmelzenoberfläche angreifende Schubspannung σ_τ ersetzt werden, deren Richtung durch die Tangente an die Begrenzungslinie der Schmelze festgelegt wird. Mit (4.23) und (4.24) ergibt sich die Schubspannung als Integral des zeitlichen Mittelwertes der tangentialen Kraftdichte \bar{f}_τ

$$\sigma_\tau = \int_0^\infty \bar{f}_\tau(\xi) d\xi = \frac{1}{2\mu_0} \text{grad}_\tau \left[\int_0^\infty \overline{B^2} d\xi \right]. \quad (4.25)$$

Nach [69] läßt sich die Schubspannung an der Außenhaut der Schmelze schließlich mit i_ϕ als Effektivwert des Strombelages zu

$$\sigma_\tau = \left| \frac{1}{4} \mu_0 \delta \operatorname{grad}_\tau (i_\phi^2) \right| \quad (4.26)$$

bestimmen. Damit kann der elektromagnetische Antrieb der Strömung allein über den Gradienten des Strombelages an der Oberfläche in tangentialer Richtung der Schmelze beschrieben werden.

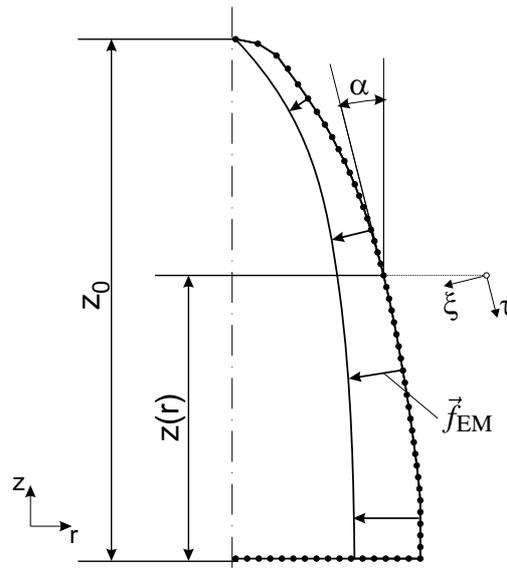


Abbildung 4.23: Winkel α der freien Oberfläche zur z -Achse

Die Berechnung des Strombelages erfolgt mit Hilfe der Form der freien Oberfläche. Wird der ohnehin sehr kleine Einfluß der Oberflächenspannung in (3.27) bei der Bestimmung des Druckgleichgewichtes vernachlässigt, läßt sich dieses zu

$$\mu_0 \frac{i_\phi^2}{2} = \rho g (z_0 - z) \quad (4.27)$$

vereinfachen. Die Verteilung des Strombelages an der Schmelzenoberfläche ist aufgrund des Druckgleichgewichtes in (3.27) und der verschwindend geringen Oberflächenspannung allein durch den hydrostatischen Druck bestimmt. Der elektromagnetische Druck nimmt daher nach (4.27) vom Scheitelpunkt der Schmelze in Richtung des Bodens direkt proportional zum Abstand $(z_0 - z)$ vom höchsten Punkt der Schmelze bei z_0 zu. Für eine Abschätzung wird die Ableitung in tangentialer Richtung durch die in axialer substituiert. Hierfür gilt

$$d\tau = - \frac{dz}{\cos \alpha} \quad (4.28)$$

mit α als Winkel zwischen der Tangente zur freien Oberfläche und der z -Achse (Bild 4.23).

In weiten Teilen der Badkuppe mit Ausnahme des Scheitelsbereiches ist dieser Winkel relativ gering. Daher kann nahezu an der gesamten freien Oberfläche $\cos \alpha \approx 1$ angesetzt werden. Mit die-

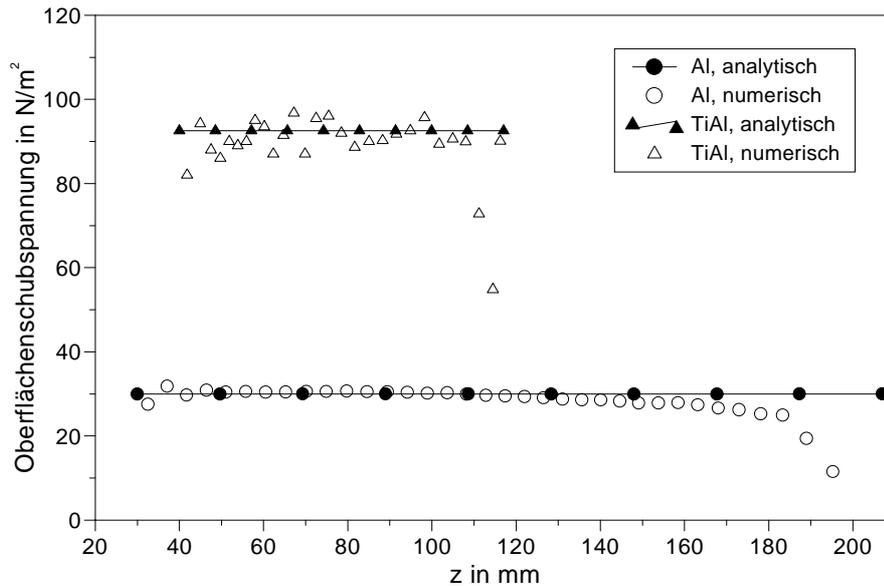


Abbildung 4.24: Vergleich von analytisch und numerisch berechneter Oberflächenschubspannung
 sem Zusammenhang sowie (4.26) und (4.28) ergibt sich schließlich

$$\sigma_{\tau} \approx \frac{1}{4} \mu_0 \delta \frac{d(i_{\phi}^2)}{dz} . \quad (4.29)$$

Als analytische Näherung für die außen an der freien Oberfläche angreifende Schubspannung, welche die Schmelze in tangentialer Richtung antreibt, kann mit Hilfe von (4.27) und (4.29) letztendlich

$$\sigma_{\tau} \approx \frac{1}{2} \delta \rho g \neq f(P_{MF}, I_1) \quad (4.30)$$

angegeben werden. Diese ist unabhängig von der eingebrachten Leistung bzw. dem im Induktor fließenden Strom. Da diese Schubspannung die Schmelzenbewegung antreibt, kann gefolgert werden, daß die gemittelte Strömungsgeschwindigkeit im KIT bei einer ausgeprägten freien Oberfläche kaum von der eingebrachten Leistung abhängt, sondern für die oben getroffenen Annahmen weitgehend konstant ist. Aufgrund der stark ausgeprägten freien Oberfläche hängen die EM-Kräfte, die die Strömung antreiben, gemäß (4.30) nur von den Materialdaten der Schmelze, der Dichte und der elektrischen Leitfähigkeit, sowie von der Erdbeschleunigung ab.

Die mit dem numerischen Modell berechnete Schubspannung stimmt nahezu im gesamten Bereich sehr gut mit dem analytisch abgeleiteten Zusammenhang in (4.30) überein (Bild 4.24). Insbesondere bei Aluminium zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit dem abgeleiteten Zusammenhang. Nur im Scheitelbereich kommt es aufgrund des größeren Winkels α zu Abweichungen zwischen den Werten. Da dieser Abschnitt aber nur einen geringen Teil der Badkuppenkontur ausmacht, kann diese Abweichung bei der Beurteilung der Strömungsgeschwindigkeit vernachlässigt werden. Bei TiAl ist die Badkuppe aufgrund der etwas höheren Dichte nicht so stark ausgeprägt und weist daher etwas größere Abweichungen von (4.30) auf.

Im Abschnitt 4.3.3 war gezeigt worden, daß die eingebrachte Leistung und die Temperatur der Schmelze bei ansteigender Umrichterleistung größer werden. Dies steht nach der hier vorgestellten Analyse nicht im Widerspruch zur von der Umrichterleistung unabhängigen mittleren Strömungsgeschwindigkeit der Schmelze, obgleich beide Effekte über die Stromdichte an der Schmelzenoberfläche miteinander gekoppelt sind. Wie oben gezeigt, ergibt sich die Strömungsgeschwindigkeit im KIT auf differentiellem Weg aus der Stromdichte während die Schmelzenleistung auf integralem Weg ermittelt wird. Die veränderliche Badkuppe führt daher zu einer Entkopplung beider Phänomene.

4.4.4 Instationäre Vorgänge und Schwingungsneigung

Im Experiment konnten in einigen Betriebszuständen Schwingungen der Schmelzensäule beobachtet werden. Insbesondere bei hohen Schmelzenmassen, bei denen der Scheitelpunkt oberhalb des Induktors lag, ließ sich die Schmelze zu Schwingungen anregen. Dabei kam es zu einer pulsierenden Bewegung der gesamten Schmelze mit einer zeitlich nicht konstanten Badkuppenhöhe. Im Schmelzbetrieb sind solche Vorgänge unerwünscht, da sie die Stabilität des Prozesses gefährden. Um diesen Effekt durch konstruktive Maßnahmen oder eine besondere Fahrweise des Ofens zu verhindern, muß zunächst die Art der Schwingung analysiert werden. Wenn der physikalische Wirkungsmechanismus des beobachteten Effektes geklärt ist, können auf der Basis der abgeleiteten Gleichungen Empfehlungen zur Vermeidung dieses Phänomens abgeleitet werden, die zu einer erhöhten Prozeßsicherheit führen.

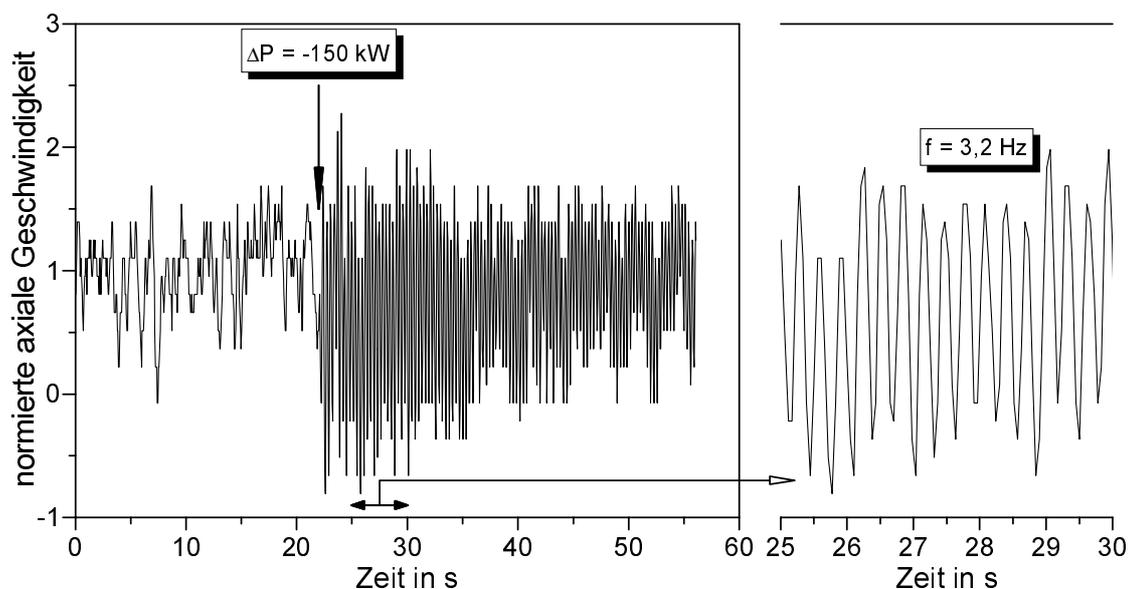


Abbildung 4.25: Gemessene Schwankungen der axialen Geschwindigkeit v_z auf der Achse der Schmelze beim Senken der Leistung von 300 kW auf 150 kW (6 kg Aluminium), rechts als zeitlicher Ausschnitt

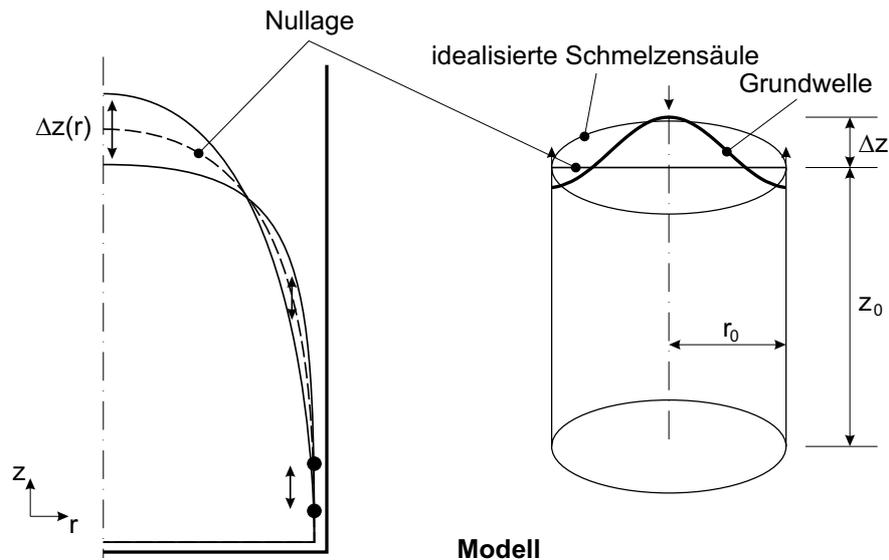


Abbildung 4.26: Schwingungsphänomene beim Stellen der Leistung und Ersatzanordnung zur Bestimmung der charakteristischen Eigenfrequenz f_0 der Schmelze

Bei einer moderaten Leistungsänderung von etwa $\Delta P/\Delta t = -15 \text{ kW/s}$ stellt sich, wie auch bei kleinen Schmelzenmassen, i. a. sofort ein stationärer Zustand mit zeitlich konstanter Badkuppelhöhe ein. Im Gegensatz dazu kam es in der Versuchsanlage beim Schmelzen einer relativ großen Masse Aluminium mit einem hohen Tiegelfüllstand bei einer Leistungsänderung von etwa $\Delta P/\Delta t = -150 \text{ kW/s}$ zu einem instationären Zustand. Die beobachteten Vorgänge konnten auch mit einer Strömungs-sonde gemessen werden (Bild 4.25). Der instationäre Zustand blieb im beschriebenen Versuch etwa zwei Minuten erhalten. Danach stellte sich wieder der stationäre Zustand ein.

Die Beobachtungen während des Versuches lassen vermuten, daß es sich bei diesem Phänomen um sogenannte Gravitationswellen handelt, die aus der Massenträgheit des Schmelzenmaterials resultieren. Um diese Vermutung zu bestätigen, soll eine Abschätzung der möglichen Frequenz und ein Vergleich mit den gemessenen Werten erfolgen.

Die Schmelze stellt mit ihrer freien Oberfläche und den wirkenden EM-Kräften ein schwingfähiges Gebilde dar, in dem potentielle Energie aus dem Gravitations- und dem EM-Feld gespeichert werden kann. Ist die Badkuppe zu stark ausgeprägt, wirkt der Schweredruck der Schmelzensäule rückstellend, ist sie zu schwach ausgeprägt, wirkt der EM-Druck in dieser Weise. Es sei darauf hingewiesen, daß dieses Verhalten allein auf dem Gleichanteil der EM-Kräfte beruht. Ihr mit doppelter Betriebsfrequenz schwankender Wechselanteil trägt aufgrund der hohen Frequenz nichts zur mechanischen Anregung der Schmelzensäule bei. Der durch die EM-Kräfte verursachten Schmelzenströmung ist bei dem beschriebenen Phänomen eine Geschwindigkeit in axialer Richtung mit näherungsweise harmonischem Zeitverlauf überlagert. Die Kontur der Schmelzenoberfläche, die sich im stationären Fall nicht ändern würde, erfährt bei der beschriebenen Schwingung eine von der radialen Koordinate r abhängige Auslenkung in axialer Richtung. Bei Schwingungen dieser

Art sind die Trägheitskräfte, die auf die Fluidteilchen wirken, sehr groß gegenüber den Zähigkeitskräften, die durch die Viskosität des Fluids entstehen. Für diese Aussage spricht die relativ lange Dauer der Schwingung, die auf eine nahezu verlustlose, reibungsfreie Bewegung schließen läßt. Strömungen dieser Art sind wirbelfrei und erlauben daher die Definition eines Potentials φ , für das

$$\vec{v} = \text{grad } \varphi \quad (4.31)$$

gilt. Zur Analyse der Eigenfrequenz wird das Schwingverhalten einer idealisierten Schmelzensäule mit ebener Oberfläche betrachtet (Bild 4.26). Bei der Schmelze im KIT ist dieser Oberfläche die Badkuppenkontur überlagert. Für das Potential der Strömung kann nach [70] die Differentialgleichung

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \varphi}{\partial r} \right) + k^2 \varphi = 0 \quad (4.32)$$

mit der Wellenzahl k formuliert werden, wenn die Amplitude Δz der Welle kleiner als die Wellenlänge ist. Dabei gilt für die Frequenz f_0 der stehenden Oberflächenwelle der Zusammenhang

$$f_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{gk \tanh(kz_0)} \quad (4.33)$$

mit der Erdbeschleunigung g und der Schmelzbadhöhe z_0 . Die Lösung von (4.32) läßt sich gemäß

$$\varphi = J_0(kr) \quad (4.34)$$

mit J_0 als Bessel-Funktion nullter Ordnung finden. Als Randbedingung muß

$$\left. \frac{\partial \varphi}{\partial r} \right|_{r=r_0} \stackrel{!}{=} 0 \quad \Leftrightarrow \quad \left. \frac{\partial J_0(kr)}{\partial r} \right|_{r=r_0} \stackrel{!}{=} 0 \quad (4.35)$$

an der Tiegelwand erfüllt sein. Die im Experiment beobachtete Grundwelle weist nur ein relatives Maximum der Auslenkung auf der Achse auf. Aufgrund der Divergenzfreiheit der Strömung muß im Randbereich eine Auslenkung in entgegengesetzter Richtung vorliegen. Als kleinste mögliche Wellenzahl k ergibt sich nach [64]

$$k \approx \frac{3,832}{r_0} \quad (4.36)$$

korrespondierend zur größten möglichen Wellenlänge, die sich im Tiegel ausbilden kann. Aus (4.33) und (4.36) kann für eine Schmelze mit genügend großer Badkuppenhöhe z_0 , also $\tanh(kh) \approx 1$, schließlich als Näherung für die Eigenfrequenz

$$f_0 \approx \frac{1}{2\pi} \sqrt{3,832 \frac{g}{r_0}} \approx 0,976 \sqrt{\frac{\text{m}}{r}} \text{ Hz} \quad (4.37)$$

angegeben werden, die unabhängig von der Schmelzbadhöhe ist. Für den verwendeten Tiegel mit einem Radius von $r = 78 \text{ mm}$ liefert (4.37) eine Frequenz von 3,49 Hz, die eine gute Abschätzung

für die oben gemessene Frequenz von 3,2 Hz darstellt. Anhand der Ergebnisse läßt sich die Vermutung bestätigen, daß es sich bei dem beobachteten Phänomen um Gravitationswellen an der Schmelzenoberfläche handelt. Die Frequenz hängt nach (4.37) allein vom Tiegelradius ab. Diese Art der Schwingung läßt sich damit auch nicht mit einer gezielten konstruktiven Auslegung oder anderen Betriebsfrequenz des Ofens unterdrücken. Da die Frequenz proportional zu $\sqrt{r^{-1}}$ ist, liegt die Eigenfrequenz in Tiegeln üblicher Größe immer in der Größenordnung einiger Hertz. Im praktischen Betrieb ist der beobachtete Effekt aber äußerst selten zu erwarten, da die bei Ti-Al verwendeten Füllstände geringer sind als der im beschriebenen Aluminium-Versuch. Zudem ließe sich die Schwingungsneigung auch mit einer verminderten Geschwindigkeit beim Stellen der Leistung leicht verhindern, da so die äußere Anregung fehlt, die das System zum Schwingen bringt.

4.5 Skull

Aus metallurgischer Sicht ist beim Schmelzen ein dünner Skull wünschenswert, da die Legierungszusammensetzung besser kontrolliert werden kann. Bei einem kompletten Abbau des Skulls besteht jedoch die Gefahr, daß der Kupferboden des Tiegels Schaden nimmt. TiAl weist einen höheren Schmelzpunkt auf als der aus Kupfer gefertigte Tiegel, so daß allein durch den Kontakt des hochschmelzenden Werkstoffes mit dem Tiegel bei unzureichender Wasserkühlung gravierende Schäden zu erwarten sind. So muß während des Schmelzvorganges immer die Existenz einer erstarrten Schicht der Schmelze im Tiegel gewährleistet sein. Zum besseren Verständnis der Vorgänge bei der Skullbildung wird eine qualitative Analyse sowie die Untersuchung von Einflußparametern auch in Hinblick auf die konstruktive Auslegung des Tiegels vorgenommen.

Beim Skull werden zwei Bereiche unterschieden. Zum einen existiert am Boden ein makroskopisch dicker Skull, der während des Schmelzens immer vorhanden ist. Zum anderen bildet sich an der Wand ein sehr dünner Skull, wenn die EM-Kräfte nicht groß genug sind, um die Schmelze komplett von der Tiegelwand zu lösen. Die thermische Situation der Schmelze wird dabei durch die Dicke des Bodenskulls und die Höhe des Wandskulls bestimmt.

4.5.1 Qualitative Analyse

Zunächst wird allein die prinzipielle Skullbildung am Boden beim Erhöhen der Umrichterleistung betrachtet.

Dabei zeigt sich eine Abnahme des Bodenskulls mit zunehmender Leistung, wie sie auch in [26] beschrieben wird. Bei hohen Leistungen bildet sich auf der Achse des Tiegels ein leichtes Maximum aus. Das Verhalten läßt sich mit der zunehmenden Wärmestromdichte, die in den Boden

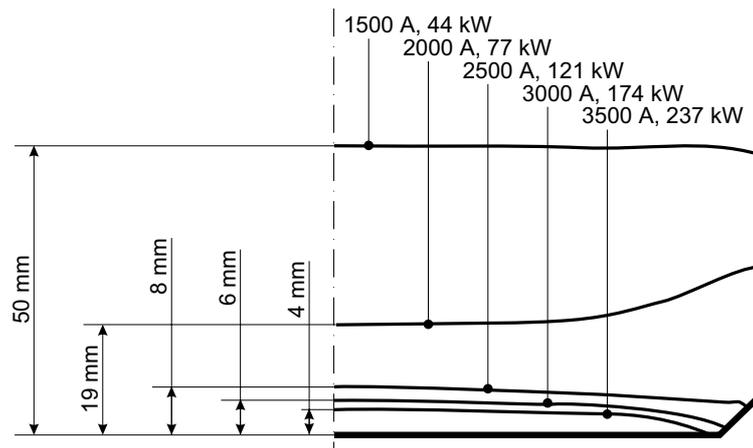


Abbildung 4.27: Berechnete Skullkonturen für unterschiedliche Leistungen beim Schmelzen von 4 kg Aluminium

eintritt, erklären. Die Bodentemperatur kann für die Skullbildung in erster Näherung als konstant angesehen werden. Da auch die Phasengrenze eine konstante Temperatur aufweist, nimmt der thermische Widerstand des Skulls ab, wenn die Leistung zunimmt.

4.5.2 Einflußparameter

Um die Einflüsse anderer Eingangsparameter zu klären, wurden sowohl Messungen an der Versuchsanlage (vgl. Abschnitt 3.2.4) als auch Berechnungen mit dem in Abschnitt 3.3.3 beschriebenen mathematischen Modell durchgeführt. Die Experimente wurden auch im Rahmen des in Tabelle 4.2 auf Seite 59 dargestellten Versuchsplanes mit Aluminium durchgeführt.

Abgesehen von einigen Meßpunkten weisen Messung und Berechnung gute Übereinstimmungen auf. Bild 4.28 zeigt exemplarisch die Badkuppen- und Bodenskullkontur dreier untersuchter Konfigurationen. Im Bild 4.29 ist die Bodenskulldicke über der Umrichterleistung aufgetragen. Im Experiment kam es bei einigen Versuchen zu größeren Ausreißern, die sich nachträglich durch größere Oxidanteile in der Schmelze und dadurch unebene Bodenskulls erklären ließen. Bei mittleren Leistungen im Bereich von 150 kW ist ein Übergang zwischen einem sehr dicken und einem sehr dünnen, nicht mehr meßbaren Skull vorhanden. In dieser Übergangsphase können insbesondere bei verunreinigten Aluminiumschmelzen sehr unebene Skulls entstehen, bei denen die Messung nicht immer reproduzierbar ist. Die Varianzanalyse führte daher zu einem nicht signifikanten Einfluß der Gesamtleistung auf die Bodenskulldicke. Ohne Berücksichtigung der Ausreißer ergibt sich aber sowohl bei der Messung als auch bei der Berechnung eine signifikante Abhängigkeit der Bodenskulldicke von der Umrichterleistung. Mit zunehmender Leistung sinkt die Dicke des Skulls am Boden aufgrund des größer werdenden Wärmestromes. Bei kleinen Leistungen treten Skulls mit einem ausgeprägten Maximum auf der Tiegelachse auf, wie es auch in [26] beschrieben wird. Alle anderen Einflüsse, die im Rahmen dieses Versuchsplanes betrachtet wurden, zeigten keine

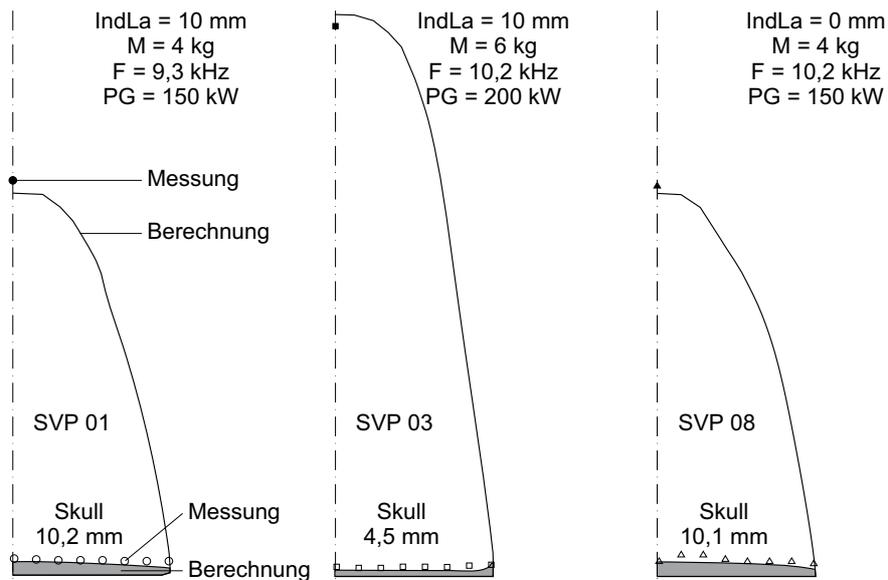


Abbildung 4.28: Gemessene und berechnete Badkuppen- und Bodenskullkonturen von Aluminium für unterschiedliche Eingangsparameter nach Tabelle 4.2, S. 59

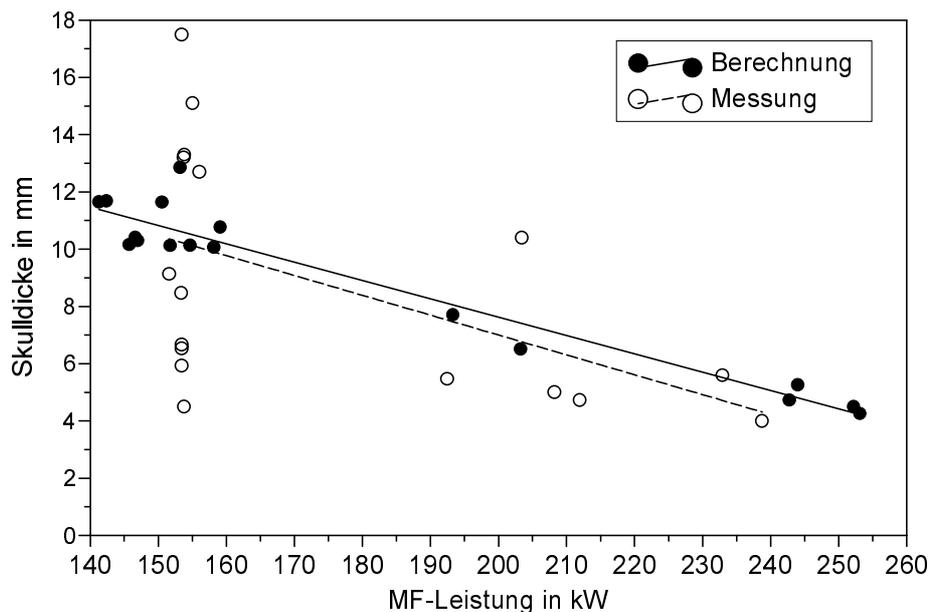


Abbildung 4.29: Gemessene und berechnete mittlere Bodenskulldicke für unterschiedliche Parameterkonfigurationen beim Schmelzen von Aluminium

Einflüsse. Auch Wechselwirkungen traten nicht auf.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß die Kontur des Skulls allein von der eingebrachten Leistung abhängt. Bei einer vorgegebenen Einsatzleistung ist die Beeinflussung der Skuldicke am Boden damit nur noch über die Kühlbedingung an der Bodenunterseite, also die Kühlwassermenge, einzustellen. Eine kontrollierte Verminderung der Skuldicke durch die Verringerung des Kühlwasserdurchflusses stellt aber eine sehr kritische Maßnahme dar, da die Gefahr der Zerstörung des

Bodens besteht. Eine gezielte Optimierung kann daher nicht allgemeingültig sein, sondern muß konkret für jeden einzelnen Anwendungsfall auf der Basis der entwickelten Modelle erfolgen. Hierfür ist auch die in Abschnitt 4.8 beschriebene Analyse des Tiegelkühlsystems hilfreich.

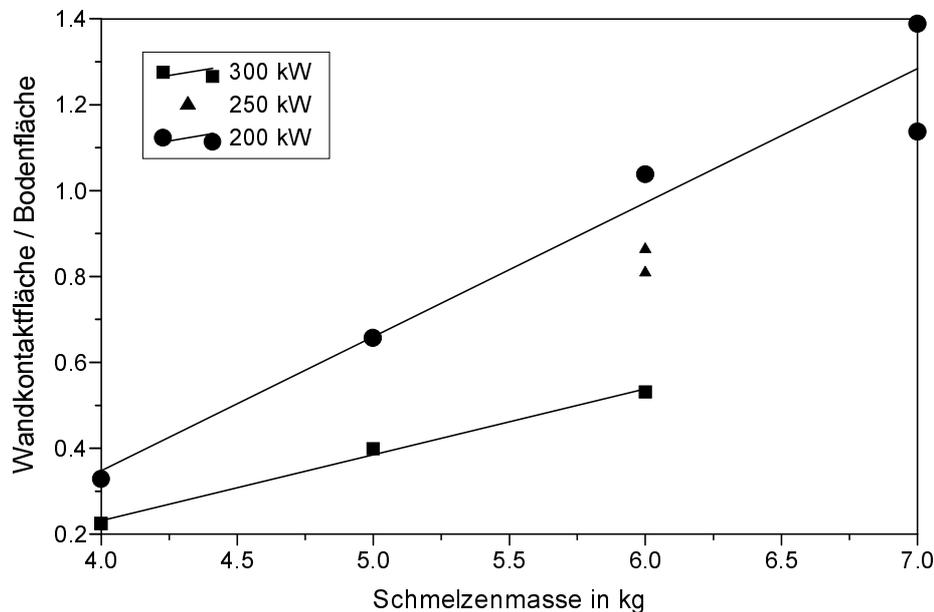


Abbildung 4.30: Gemessene Kontaktfläche von Schmelze und Tiegel beim Schmelzen von TiAl für unterschiedliche Umrichterleistungen und Massen

Ein wesentlicher Einfluß bei der Aufteilung der Verlustwärmeströme ist der Kontakt der Schmelze zur seitlichen Tiegelwand. Zusätzlich zu den im vorherigen Abschnitt dargestellten Messungen in Aluminium wurden auch Messungen mit TiAl in einem achteckigen Tiegel durchgeführt. Aus geometrischen Gründen läßt sich im verwendeten eckigen Tiegel kein konkreter Ablösepunkt definieren, da der Kontaktpunkt der Schmelze mit der Tiegelwand in der Mitte eines Segmentes höher liegt als am Rand. Auf diese Besonderheit wird im nachfolgenden Abschnitt noch näher eingegangen (vgl. Bild 4.31, S. 102). Daher dient die Kontaktfläche der Schmelze zur Tiegelwand, normiert auf die Bodenfläche, als Bewertungskriterium (Bild 4.30). Bei der Meßreihe wird deutlich, daß die Kontaktfläche der Schmelze zum Tiegel mit zunehmender Leistung bzw. mit sinkender Schmelzenmasse abnimmt. Verursacht wird dies durch das Ansteigen der Kräfte, wenn die Umrichterleistung zunimmt. Eine größere Masse hat einen größeren hydrostatischen Druck zur Folge, die auch größere EM-Kräfte bräuchte, um von der Wand abgelöst zu werden. Damit wird der Wandkontakt bei gleichbleibenden EM-Kräften, also gleicher Umrichterleistung, zwangsläufig größer, wenn die Schmelzenmasse erhöht wird.

Zusätzlich zur Fläche des Wandskulls wurde auch dessen mittlere Dicke bestimmt. Die lokale Dicke ist angesichts einer kleinen mittleren Dicke von 2–4 mm relativ großen Schwankungen un-

terworfen. Die unterschiedlichen Konfigurationen bezüglich Schmelzenmasse, Leistung, Frequenz zeigten bei der Messung keine signifikanten Einflüsse auf die Dicke des Wandskulls, so daß der Wärmestrom zur Tiegelwand allein über die Kontaktfläche bestimmt wird.

4.5.3 Unsymmetrische Skullbildung

Bei runden Tiegeln mit guter EM-Durchlässigkeit kann immer von einer axialsymmetrischen Skullkontur ausgegangen werden. Im Laufe der experimentellen Untersuchungen wurden auch Messungen an einem achteckigen Tiegel durchgeführt. Diese zeigten, daß sich in einigen Betriebszuständen, insbesondere bei großen Schmelzenmassen und verminderter Leistung, relativ dicke Bodenskulls ausbilden. Außerdem entsteht an der Tiegelwand ein hoher, dicker Skull, der bei kleinen Massen und großen Leistungen nicht auftrat (Bild 4.31). Das Maximum der Skullhöhe am Tiegelrand liegt dabei in der Mitte des Segmentes. An der Seite, zu der der Tiegel gekippt wird bei $x = -5\text{ cm}$ und $y = 5\text{ cm}$, erstarrt die Schmelze während des Abgusses, so daß hier insgesamt höhere Werte auftreten und das Maximum der Skulldicke nicht zwingend in der Segmentmitte liegt.

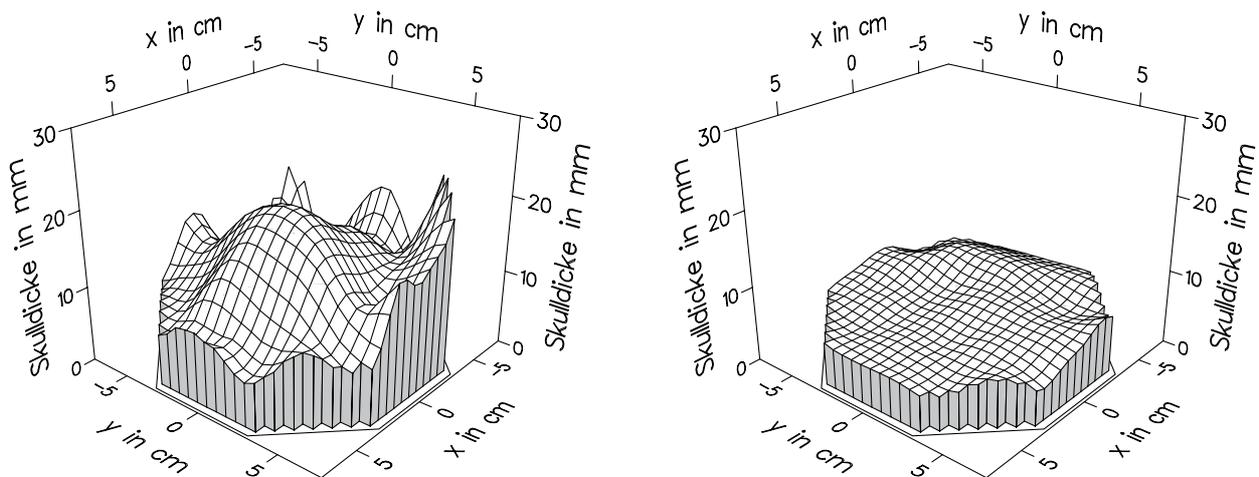


Abbildung 4.31: Gemessene unsymmetrische Skullausbildung im achteckigen Tiegel beim Schmelzen von 6 kg TiAl bei 250 kW (links) und 4 kg TiAl bei 300 kW (rechts)

Bei EM-Berechnungen konnte gezeigt werden, daß sich für einen achteckigen Tiegel bezüglich des elektromagnetischen Feldes eine äquivalente runde Konfiguration finden läßt [37]. Die lokalen Feldgrößen unterscheiden sich schon in einem relativ kleinen Abstand von der Tiegelwand bei beiden Konfigurationen nicht mehr voneinander. Die Abweichungen der Skull- bzw. Oberflächenkontur der Schmelze können daher nicht mit elektromagnetischen Effekten erklärt werden.

Der eckige Tiegel ist aus mehreren prismenförmigen Segmenten zusammengesetzt. Der Tiegel hat dann ein regelmäßiges Polygon als Grundfläche (Bild 4.32). Die Schmelzengeometrie ist im oberen Bereich näherungsweise axialsymmetrisch, sobald sie von der Seitenwand abgelöst ist.

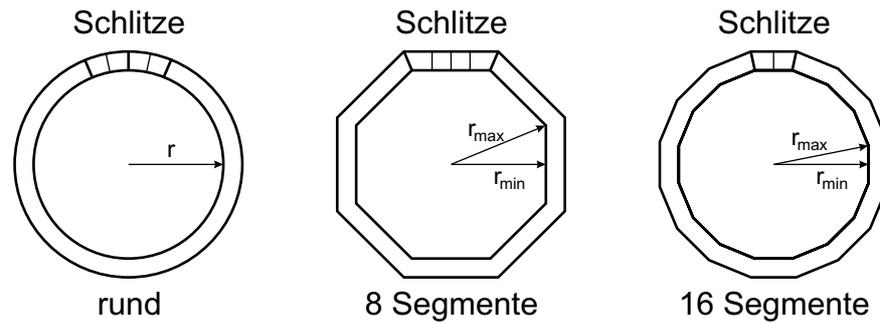


Abbildung 4.32: Schematische Darstellung verschiedener Tiegelkonstruktionen

Allein aus geometrischen Gründen berührt die Schmelze die Tiegelwand zunächst in der Mitte eines Segmentes. Durch den Kontakt zur Tiegelwand erstarrt die Schmelze. Der entstehende Skull schirmt das EM-Feld infolge seiner guten elektrischen Leitfähigkeit ab, und die stützenden EM-Kräfte für die freie Oberfläche werden vermindert. So liegt der Ablösepunkt der Schmelze von der Tiegelwand in der Mitte eines Segmentes deutlich höher als am Rand (Bild 4.31).

Ein Maß für die Unsymmetrie des Tiegels ist das Verhältnis von maximalem zu minimalem Radius $\frac{r_{\min}}{r_{\max}}$. Für einen Tiegel mit n Segmenten läßt sich dieses Verhältnis unabhängig vom Radius zu

$$\frac{r_{\min}}{r_{\max}} = \cos\left(\frac{\pi}{n}\right) \quad (4.38)$$

bestimmen. Es zeigt sich, daß ein achteckiger Tiegel eine recht hohe Unsymmetrie von 0,92 aufweist. Doch bereits bei einer Segmentanzahl von 22 liegt das Radienverhältnis von 0,99 nach (4.38) sehr nah an dem eines Kreises. Selbst mit einer Verdopplung der Segmentanzahl von 8 auf 16 kann das Verhalten schon erheblich verbessert werden, d. h. die hohen Wandskulls können mit dieser Maßnahme vermieden werden.

4.6 Energiebedarf zum Schmelzen

Ein wichtiges Verfahrenskriterium beim Schmelzen im KIT ist der Energiebedarf für das Aufschmelzen des Materials. Wie bereits im Abschnitt 4.2.3 beschrieben, treten aufgrund des elektrisch leitfähigen Kupfertiegels elektrische Verluste in der Tiegelwand und durch die starke Wasserkühlung hohe thermische Verluste der Schmelze auf. Aufgrund dieser spezifischen Eigenschaften des KITs sind sowohl der elektrische als auch der thermische Wirkungsgrad deutlich geringer als bei den klassischen induktiven Erwärmungsverfahren. Sie werden daher im folgenden experimentell untersucht.

Die Bestimmung der Energie erfolgt in mehreren Schritten anhand der an der Versuchsanlage gewonnenen Meßdaten. Zunächst wird die Energie bestimmt, die für das Erwärmen und das Schmelzen der Charge benötigt wird. Im Abschnitt 5.4 erfolgt dann die Analyse des gesamten Gießpro-

zesses inklusive der notwendigen Peripherie.

Für die Bestimmung der zum Schmelzen notwendigen Energie wird die abgegebene Leistung des MF-Umrichters P_{MF} gemessen. Die Verluste in der Zuleitung sind dabei so gering, daß der im folgenden verwendete Begriff „Umrichterleistung“ die Leistung bezeichnet, die an der Kessel-durchführung zur Verfügung steht. Aus dem Kühlwasserdurchfluß und der Differenz der Kühlwas-sertemperaturen von Vor- und Rücklauf, resultieren nach (3.7) die Verlustleistungen für Induktor und Tiegel. Beim Induktor entsprechen sie den ohmschen Verlusten. In der durch das Tiegelkühl-wasser abgeführten Leistung sind sowohl ohmsche Verluste des im Tiegel fließenden Stromes als auch die von der Schmelze durch Wärmeleitung und -strahlung sowie Konvektion abgegebene Ver-lustleistung enthalten. Die ohmschen Verluste treten dabei primär in den Palisaden auf, während die thermischen Verluste der Schmelze größtenteils über den Tiegelboden abgeführt werden. Eine Trennung dieser beiden Teile ist nicht möglich, solange keine einzelnen Kühlkreisläufe für Boden und Segmente realisiert sind. Dies ist jedoch mit einem hohen konstruktiven Aufwand verbunden.

Im thermisch stationären Zustand des Systems ergibt die Summe von Induktor- und Tiegelverlusten die Abgabeleistung des MF-Umrichters (Bilder 4.33 u. 4.34). Die gesamte elektrische Leistung, die in das System eingebracht wird, wird diesem mit Hilfe des Kühlwassers wieder entzogen. Die abgestrahlte Verlustleistung nach oben gegen den Kesseldeckel wurde meßtechnisch als sehr klein bestimmt und kann daher vernachlässigt werden. Für den instationären Fall ergibt sich die netto in die Schmelze eingebrachte und in ihr verbleibende Leistung $P_{E,netto}$ aus der Umrichterleistung $P_{MF}(t)$ und den Verlustleistungen von Induktor $P_{V,I}(t)$ und Tiegel $P_{V,T}(t)$ zu

$$P_{E,netto}(t) = P_{MF}(t) - P_{V,I}(t) - P_{V,T}(t) - P_{Speicher}(t) . \quad (4.39)$$

Sie dient zum Erwärmen, Schmelzen und Überhitzen der Charge. Da Tiegel und Induktor wäh-rend des Schmelzens ein höheres Temperaturniveau als im ausgeschalteten Zustand der Anlage aufweisen, muß hierfür die Leistung $P_{Speicher}$ aufgewendet werden. Während des Schmelzens kann diese meßtechnisch nicht von der in die Charge eingebrachten Leistung unterschieden werden. Er-folgt ein Abguß und das zeitgleiche Ausschalten des Umrichters, kann die in Induktor und Tiegel gespeicherte Energie mit Hilfe des verzögerten Absinkens der Kühlwassertemperaturen meßtech-nisch bestimmt werden. Die entsprechenden Flächen sind im Bild 4.33 schraffiert dargestellt.

Wird die Leistung $P_{E,netto}$ vom Startzeitpunkt t_0 bis zum stationären Zustand des Systems t_{stat} integriert, ergibt sich die zum Schmelzen notwendige Energie zu W_E

$$W_E = \int_{t_0}^{t_{stat}} P_{E,netto} dt . \quad (4.40)$$

Sie ist die Summe der bis zum Schmelzpunkt notwendigen Energie zum Aufheizen, der Schmel-zenthalpie zum Verflüssigen und der Energie zum Überhitzen der Schmelze.

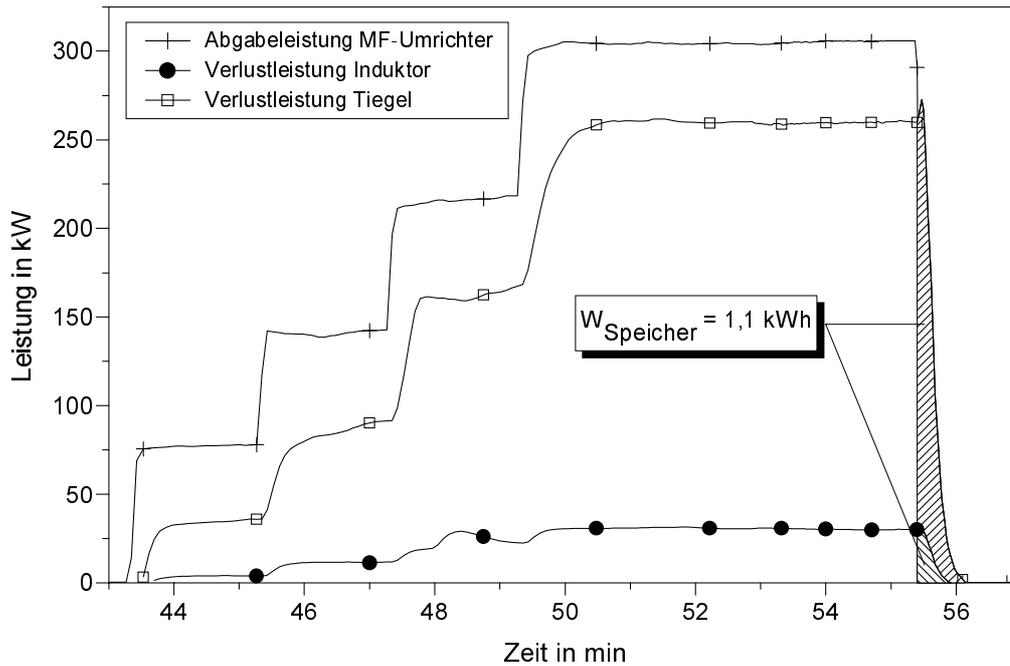


Abbildung 4.33: Gemessener Leistungsverlauf während eines Schmelzversuches mit 5 kg TiAl

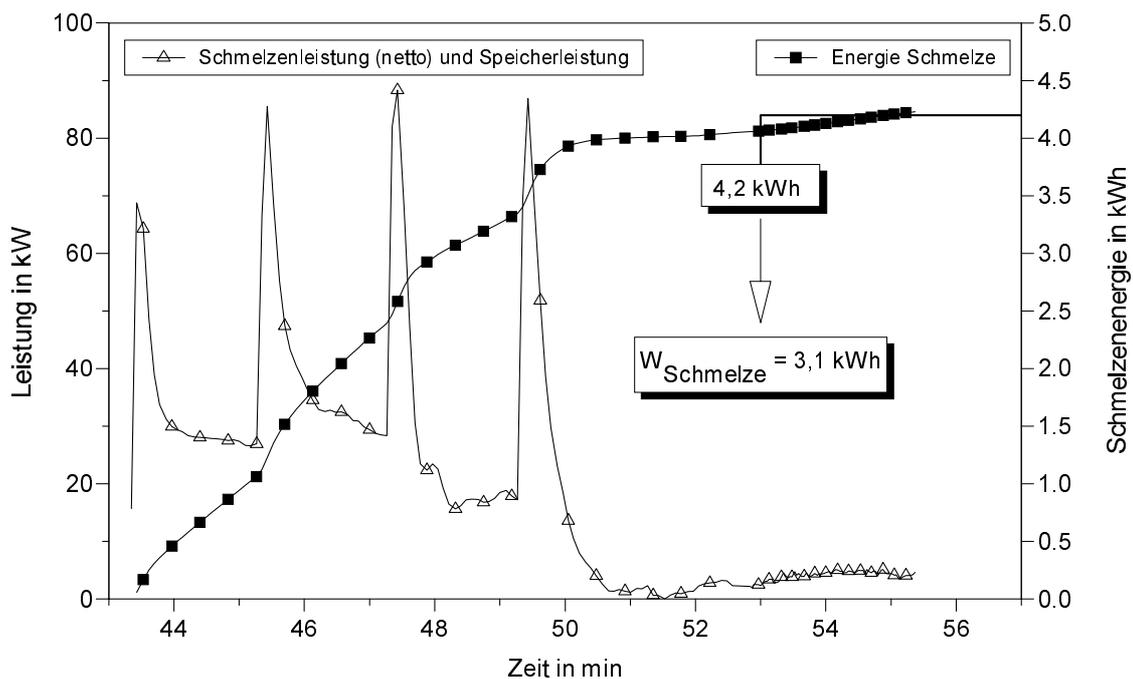


Abbildung 4.34: Messung von Nettoleistung und Energiegehalt einer TiAl-Schmelze (5 kg TiAl)

Die Leistung des Umrichters wird beim Schmelzvorgang aus prozess-technischen Gründen stufenweise erhöht (Bild 4.33). Der größte Leistungseintrag in die Schmelze erfolgt immer direkt nach dem Anstieg der Umrichterleistung, da das System ein höheres Temperaturniveau annimmt (Bild 4.34). Dabei werden die thermischen Verluste größer, bis sie wiederum so groß wie die eingebrachte Leistung sind. Nach dem kompletten Aufschmelzen des Materials und genügend langer Erwärmungsdauer wird der stationäre Zustand erreicht. Die netto in die Schmelze eingebrachte Lei-

Tabelle 4.8: Gemessene und berechnete Werte für den Energiebedarf beim Schmelzen und Überhitzen von TiAl und Aluminium

Material	Theoretischer Bedarf	Messung
	Wh/kg	Wh/kg
Titanaluminium	600	620
Aluminium	298	340
Aluminium (nachchargiert) ^a	298	295

^a aus Bild 4.20, S. 86

stung ist dann identisch null. Die in Bild 4.34 dargestellte Energie der Schmelze von 4,2 kWh, die sich aus der Integration der gemessenen Leistung über der Zeit ergibt, beinhaltet auch die im Tiegel und Induktor gespeicherte Energie W_{Speicher} . Diese ergibt sich an der Versuchsanlage meßtechnisch zu 1,1 kWh (vgl. Bild 4.33). Rechnerisch erhält man mit dem Tiegel- und Induktorgewicht sowie einer gemittelten Temperatur eine gespeicherte Energie von $W_{\text{Speicher}} = 1,026 \text{ kWh}$ [37]. Für die Schmelzenergie ergibt sich schließlich meßtechnisch $W_E = 3,1 \text{ kWh}$ für 5 kg TiAl und damit ein Energiebedarf von 620 Wh/kg (Tabelle 4.8). Für Aluminium läßt sich die gleiche Rechnung durchführen. Mit den Stoffdaten der verwendeten Materialien läßt sich zum Vergleich der Energieinhalt einer überhitzten Schmelze bestimmen. Dieser ergibt sich aus der Summe der Energien zum Erwärmen, Schmelzen und Überhitzen des Materials. Die meßtechnisch und rechnerisch gewonnenen Werte weisen eine gute Übereinstimmung auf (Tabelle 4.8). Zum Vergleich ist der beim Nachchargieren bestimmte Wert für Aluminium mit aufgeführt. Auch dieser stimmt gut mit dem theoretisch notwendigen Energiebedarf überein.

Die während der Schmelzzeit vom MF-Umrichter insgesamt abgegebene Energie beträgt bei diesem Versuch 45 kWh. Daraus läßt sich der Prozeßwirkungsgrad, d. h. die Nutzenergie zum Schmelzen und Überhitzen der Charge bezogen auf die insgesamt aufgewendete Energie, des Schmelzprozesses zu 6,9 % beim Schmelzen von 5 kg TiAl bestimmen.

4.7 Integrale Betrachtung und Parameteranalyse

Ergänzend zu den in den vorherigen Abschnitten untersuchten Einflußgrößen werden im folgenden einige Parameterabhängigkeiten, die bei der statistischen Auswertung gemäß der Tabellen 4.1 und 4.2 betrachtet wurden, erörtert. Sie ergaben sich aus numerischen Berechnungen die mit dem EM-2D-Modell durchgeführt wurden. Der Schwerpunkt liegt hierbei auf den Größen, die im Experiment nicht bestimmt werden konnten, wie beispielsweise der elektrische Wirkungsgrad im realen Schmelzbetrieb. Zusätzlich werden Ersatzgrößen für die Temperatur untersucht, da diese im Rah-

men der Experimente aufgrund einer schleichenden Verunreinigung mit Oxiden keine signifikanten Effekte erbrachte.

Die Einflüsse der verschiedenen Parameter auf die Ausgangsgrößen, die im Rahmen der Berechnungen untersucht wurden, sind in den Bildern 4.35 a)–h) zusammengefaßt. Dargestellt sind jeweils die Haupteffekte C_i , die Wechselwirkungen C_{ij} und die quadratischen Abhängigkeiten C_{ii} der unterschiedlichen Einflußgrößen x_i . Dies sind die Regressionskoeffizienten, deren Größe ein Maß für Relevanz des jeweiligen Parameters bezüglich der Ausgangsgröße y ist. In diesem Fall handelt es sich dabei um die Einsatzleistung, die Verlustleistung im Tiegel, den elektrischen Wirkungsgrad, die resultierende Induktivität, den press-out-Faktor, die Lage des Ablösepunktes, die Schmelzentemperatur und das Überhitzungsmaß. Das Vorzeichen der Effekte befindet sich oberhalb des jeweiligen Balkens. In den Bildern sind nur die signifikanten Effekte dargestellt, also die, bei denen die Nullhypothese aufgrund eines guten t -Testes aufgrund verworfen wurde. Die physikalischen Werte der einzelnen Ausgangsgrößen können mit Hilfe der Regressionsgleichung und den hierfür bestimmten Koeffizienten angegeben werden.

Die Einsatzleistung P_E (Bild 4.35a) wird praktisch nur von der Gesamtleistung und der Schmelzenmasse bestimmt. Der Einfluß der Leistung ist positiv, bei steigender Gesamtleistung steigt auch die im Einsatz umgesetzte Leistung. Weiterhin wirkt sich eine ansteigende Masse auch positiv auf die im Einsatz umgesetzte Leistung aus. Alle anderen Haupteffekte sind nicht signifikant. Bei gleichbleibender Gesamtleistung ändert die Frequenz im betrachteten Bereich, aufgrund des bereits stark ausgeprägten Skineffektes, kaum etwas an der im Einsatz umgesetzten Leistung.

Die Tiegelverlustleistung P_T (Bild 4.35b) wird maßgeblich von der Gesamtleistung beeinflusst. Bei steigender Gesamtleistung steigt auch die im Tiegel umgesetzte Leistung signifikant an. Einen weiteren Einfluß hat nur die Schmelzenmasse, die bei einem höheren Füllstand des Tiegels besser an das EM-Feld ankoppelt und so die Verluste im Tiegel senkt.

Aus den beschriebenen Zusammenhängen von Einsatz- und Tiegelleistung ergibt sich auch die Abhängigkeit für den elektrischen Wirkungsgrad η_{el} , der sich aus dem Verhältnis von Einsatz- und Gesamtleistung ableiten läßt (Bild 4.35c). Bei diesem ist der Einfluß der Gesamtleistung negativ. Das bedeutet, daß der Wirkungsgrad mit steigender Leistung abnimmt, da die Kopplung zwischen Einsatz und Induktor geringer wird. Positiv hingegen wirkt sich eine größere Masse auf den Wirkungsgrad aus. Alle anderen Effekte und die Wechselwirkungen sind vernachlässigbar klein.

Die resultierende Induktivität des Ofens L (Bild 4.35d) weist bezüglich der Haupteffekte Masse und Gesamtleistung das in Abschnitt 4.2.2 diskutierte Verhalten auf. Eine abnehmende Masse und eine zunehmende Gesamtleistung erhöhen die Induktivität des Ofens, da das Streufeld der Anordnung größer wird. Das gleiche gilt für die Abnahme der Frequenz bei gleichbleibender Leistung, da sich ein größerer Induktorstrom und damit eine stärker ausgeprägte Badkuppe einstellt. Alle anderen Effekte sind nicht signifikant.

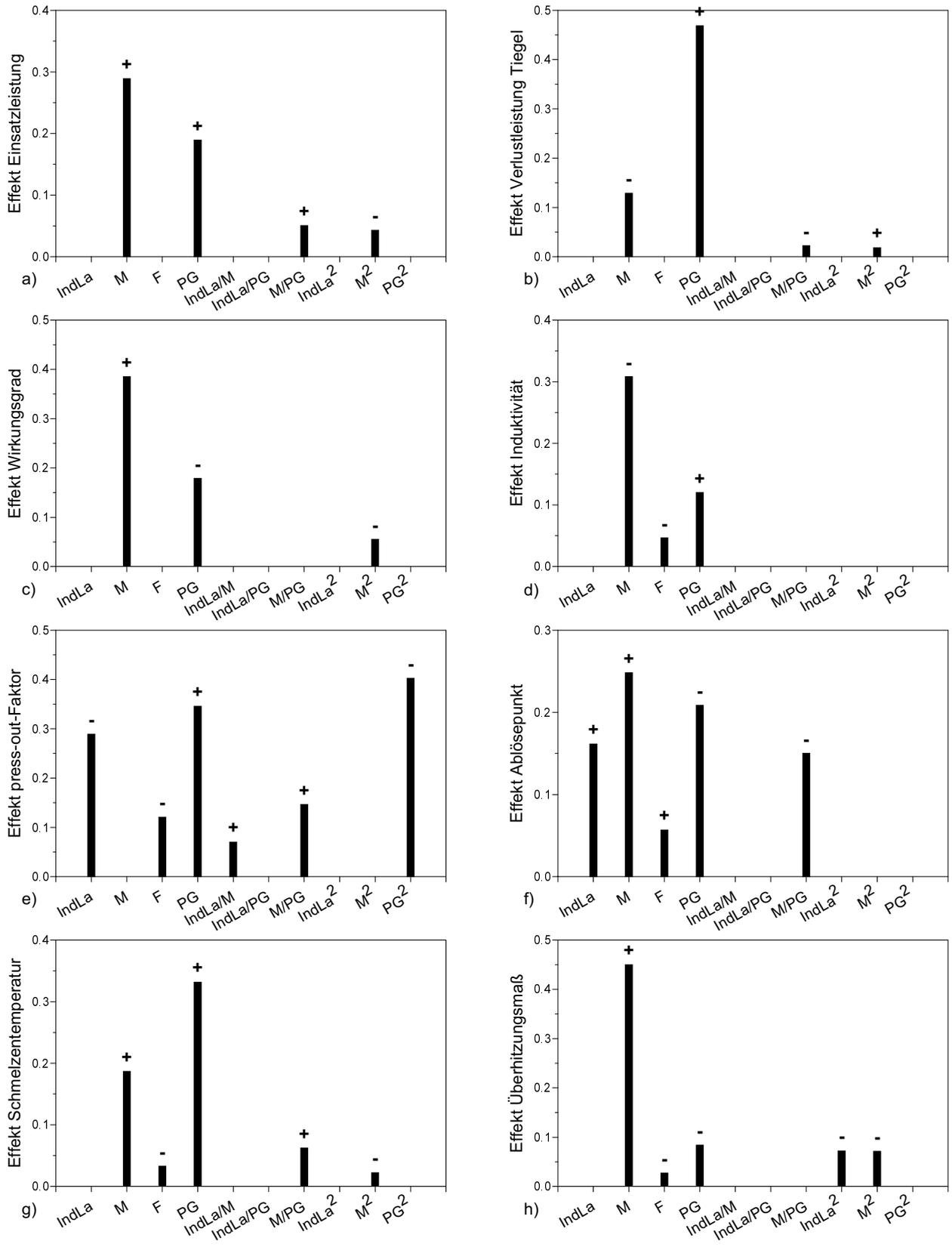


Abbildung 4.35: Normierte Effekte C_i der Einflußgrößen x_i auf die Ausgangsgrößen y der Berechnungen gemäß des Versuchsplanes aus Tabelle 4.2, S. 59

Zur Bewertung der freien Oberfläche wird wiederum der press-out-Faktor k_{po} nach (4.1) verwendet (Bild 4.35e). Wiederum ist die Gesamtleistung der Haupteffect mit einem positiven Vorzeichen. Über den Effekt der Induktorlage kann trotz eines großen Einflusses aufgrund einer hohen Irrtumswahrscheinlichkeit α keine genaue Aussage getroffen werden. Die Änderungen des press-out-Faktors liegen bei einer Änderung der Induktorlage im Bereich der Streuung der Ergebnisse. Eine Eingangsgröße mit kleiner Irrtumswahrscheinlichkeit α ist die Frequenz. Für eine konstante Gesamtleistung muß der Induktorstrom beim Erhöhen der Frequenz verringert werden. Aus einem kleineren Induktorstrom resultiert ein geringerer press-out-Faktor. Durch die Wahl der Frequenz ist damit die Form der Badkuppe bei einer gewünschten Umrichterleistung indirekt in gewissen Grenzen steuerbar und kann zu Optimierungszwecken genutzt werden.

Der Ablösepunkt (Bild 4.35f) korreliert stark mit der Schmelzenmasse, da eine höhere Masse größere elektromagnetische Kräfte zum Ablösen von der Wand braucht. Außerdem wird der Ablösepunkt durch eine größere eingebrachte Leistung oder eine verringerte Frequenz durch den dann erhöhten Induktorstrom nach unten verschoben. Die Induktorlage weist einen positiven Effekt auf. Ein höher positionierter Induktor verschiebt den Ablösepunkt nach oben, da dann im unteren Bereich die stützenden EM-Kräfte fehlen und die Schmelze an der Wand anliegt.

Die Berechnung der Schmelzentemperatur erfolgte in diesem Fall mit dem vereinfachten thermischen Modell, das auch für die Skullberechnung verwendet wurde ohne die Berücksichtigung des konvektiven Wärmetransportes (Abschnitt 3.3.3). Die Daten können daher nur als Näherungswerte dienen, führen aber zu vergleichbaren Aussagen, wie sie sich bei den HD/T-Modellen ergeben [44]. Die Haupteinflußgrößen bei der Schmelzentemperatur sind die Gesamtleistung und die Schmelzenmasse, die beide einen positiven Effekt aufweisen (Bild 4.35g). Der große Einfluß der Gesamtleistung ist hierbei unmittelbar einleuchtend. Der positive Einfluß der Masse läßt sich durch die bessere Ankopplung des Einsatzes an den Induktor begründen (vgl. Abschnitt 4.2.1). Durch den verringerten Kontakt der Schmelze mit der gekühlten Tiegelwand, der mit der oben beschriebenen Verschiebung des Ablösepunktes einher geht, wirkt sich eine Absenkung der Frequenz positiv auf die Schmelzentemperatur aus. Für eine umfassendere Betrachtung der HD/T-Vorgänge sei auf [44] verwiesen.

Als Größe zur quantitativen Bewertung einer hohen Schmelzentemperatur bei einem energieeffizienten Schmelzprozeß wurde das Überhitzungsmaß $T' = k_{po} \cdot \eta_{el}$ definiert. Nach den bisher getroffenen Aussagen liegt ein energetisch optimaler Prozeß vor, wenn der elektrische Wirkungsgrad η_{el} groß ist und gleichzeitig ein hoher press-out-Faktor k_{po} erreicht wird, um die thermischen Verluste gering zu halten (vgl. Abschnitt 4.2.1). Diese Voraussetzungen führen zu dem Schluß, einen möglichst hohen Füllstand im Tiegel vorzusehen (Bild 4.35h). Die Schmelzenmasse ist der mit Abstand größte Effekt bei dieser Ausgangsgröße. Der einzige weitere signifikante Haupteffect ist die Frequenz mit einem negativen Einfluß, so daß eine Verringerung der Frequenz durch die

schlankere Badkuppe mit weniger Tiegelkontakt Vorteile verspricht. Der bei der Schmelzentemperatur vorgestellte große positive Einfluß der Gesamtleistung verschwindet in diesem Fall, da das Überhitzungsmaß einen geringen Energiebedarf positiv bewertet.

4.8 Kühlsystem des Tiegels

Die zuverlässige Funktionsweise des Kühlsystems des Tiegels ist für den sicheren Betrieb der Anlage und für qualitativ hochwertige Gußteile von entscheidender Bedeutung. Die Tiegeltemperatur darf zum einen nicht zu gering sein, um die Entstehung eines zu dicken Skulls und zu große Wärmeverluste zu vermeiden. Zum anderen muß immer die Existenz eines Skulls gewährleistet sein, damit es zu keiner Verunreinigung der Schmelze oder einer Schädigung des Tiegels kommt. Daher ist die Kenntnis des Temperaturfeldes im Kupfer hilfreich für die gezielte Auslegung des Kühlsystems. Mit dem im Abschnitt 3.3.4 vorgestellten mathematischen Modell wird daher zunächst das Temperaturfeld im wassergekühlten Kupfertiegel anhand numerischer Berechnungen qualitativ beschrieben. Nach der Klassifizierung charakteristischer Punkte werden Parametereinflüsse analysiert und Optimierungsvorschläge erarbeitet.

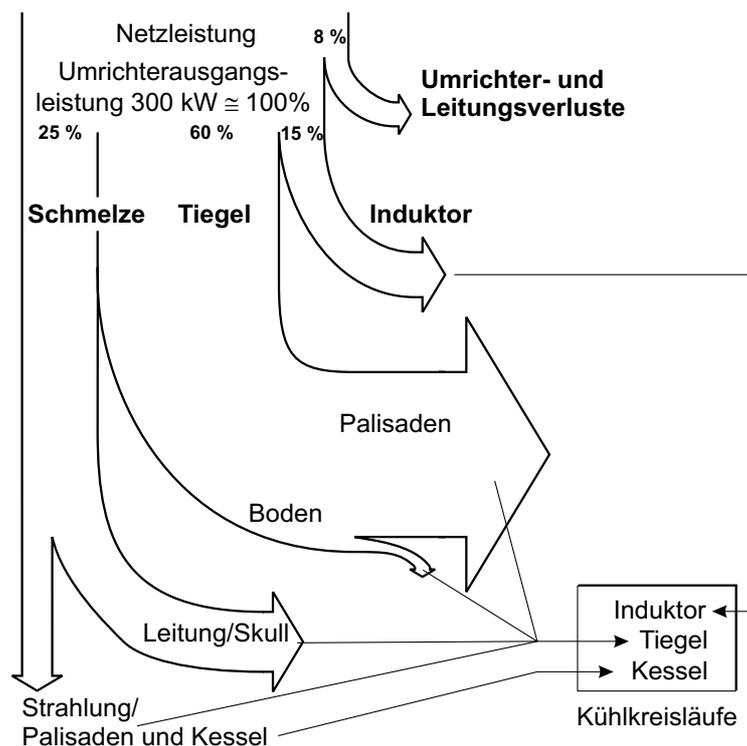


Abbildung 4.36: Aufteilung der Verlustleistungen im KIT im thermisch stationären Zustand

Zur Betrachtung des Kühlsystems muß zunächst eine Analyse der im KIT auftretenden Wärmeflüsse erfolgen. Mit den im Abschnitt 4.2.3 vorgestellten Messungen und Berechnungen für den elektrischen Wirkungsgrad und der Aufteilung der elektrischen Verluste sowie der in Abschnitt 4.2.1 beschriebenen Aufteilung der thermischen Verluste läßt sich die durch Kühlung abzuführende Lei-

stung bestimmen. Dem Tiegel wird durch die Wirbelstromverluste im Kupfer und Wärmeverluste der Schmelze thermische Energie zugeführt, die durch die Wasserkühlung wieder abgeführt wird. Von der Umrichterleistung, die bei der installierten Anlage 300 kW beträgt, wird der größte Teil direkt im Tiegel umgesetzt (Bild 4.36). Im thermisch stationären Zustand des Systems fließt die Schmelzenleistung, mit Ausnahme der geringen Strahlungsverluste nach oben gegen die Kesselinnenwand, nahezu komplett über den Skull in den Tiegel. Damit ist auch die Aufteilung der Verluste fast unabhängig davon, ob TiAl oder Aluminium geschmolzen wird, obwohl der über Strahlung abgegebene Anteil bei TiAl größer ist als bei Aluminium. Die gesamte Verlustleistung findet sich komplett im Tiegelkühlwasser wieder. Die direkten elektrischen Verluste im Tiegel treten primär in den Palisaden auf. Im Tiegelboden können diese vernachlässigt werden. Die Schmelzenleistung wird größtenteils über die Kontaktfläche von Schmelze bzw. Skull zum Tiegel abgeführt. Bei einer ausgeprägten freien Oberfläche führt dies dazu, daß der Boden nahezu die gesamte Schmelzenleistung aufnimmt.

4.8.1 Vergleich von Messung und Berechnung

Bevor mit dem beschriebenen mathematischen Modell für das Kühlsystem des Tiegels Parameterstudien zur Dimensionierung durchgeführt werden, bedarf es einer Überprüfung der getroffenen Annahmen und einer Verifikation des entwickelten Modells. Da die Messung der Temperaturen im Inneren des realen Tiegels während des Schmelzbetriebes nicht möglich ist, wurde hierzu ein Labormodell aufgebaut.

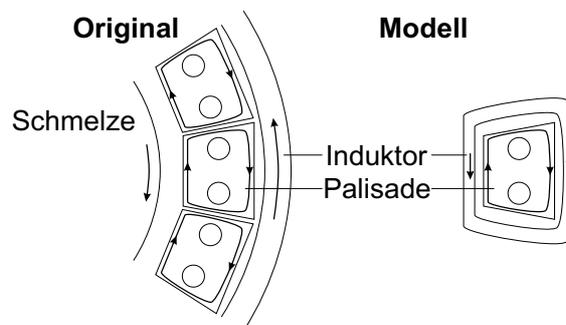


Abbildung 4.37: Stromlaufbahnen in den Palisaden des KITs und im Laboraufbau

Um die Temperaturverteilung im Tiegel zu bestimmen, reicht die Betrachtung einer einzelnen Palisade aus. Um eine realistische Temperaturverteilung zu erhalten, muß im Modell eine dem realen Tiegel äquivalente Leistungsdichteverteilung eingepreßt werden. Da die vom Kupfertiegel aufgenommene thermische Energie nahezu allein aus den ohmschen Verlusten herrührt, werden hierfür die Stromlaufbahnen im Tiegel betrachtet (Bild 4.37). Auf allen Oberflächen der Systemelemente existiert ein Strombelag, der durch den im Induktor fließenden Strom getrieben wird. In den jeweils der Palisade gegenüberliegenden leitenden Flächen, also Induktor, Nachbarpalisaden und Schmelze, fließt aufgrund der geringen Abstände und der hohen Frequenz eine annähernd gleich

große Oberflächenstromdichte. Um im Modell eine ähnliche Stromverteilung zu erreichen, wurde ein Induktor direkt um die Modellpalisade gewickelt.

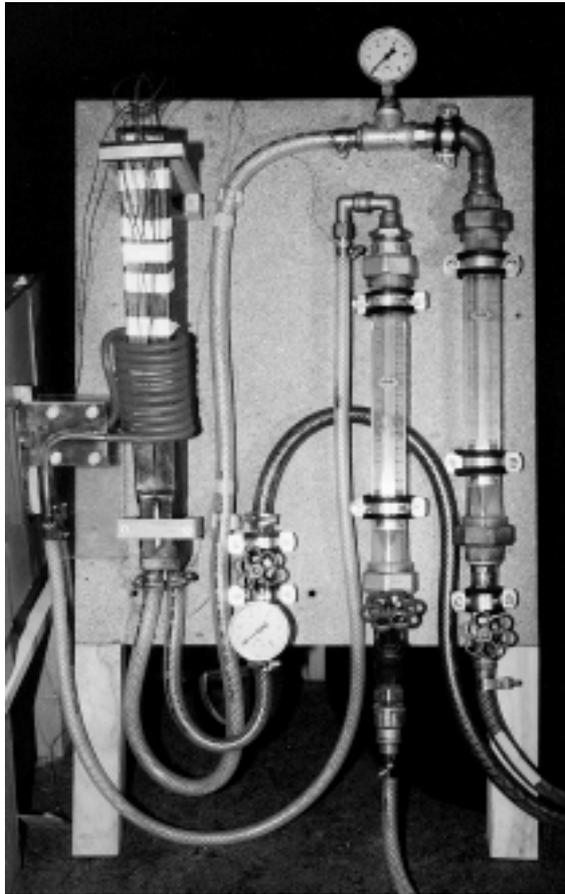


Abbildung 4.38: Laboraufbau für die Messung der Palisadentemperatur

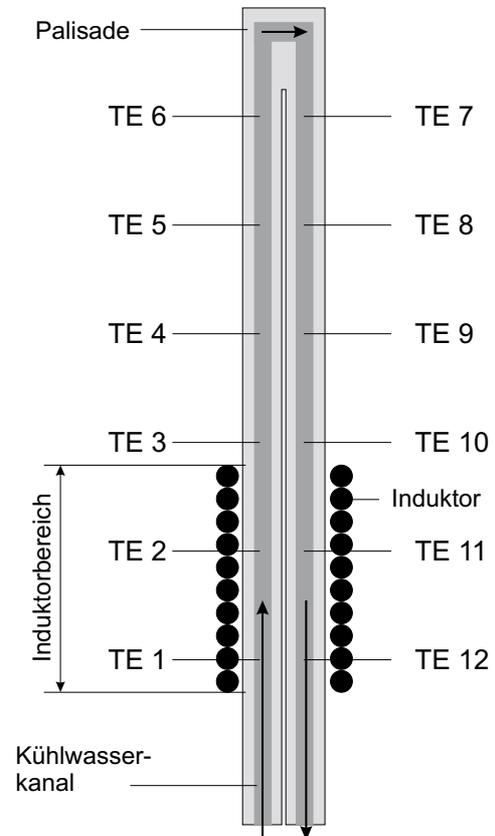


Abbildung 4.39: Anordnung der Thermoelemente (TE 1–12)

Zur Erfassung der Temperaturen wurde die Palisade mit insgesamt 12 Bohrungen versehen, in die Thermoelemente eingebracht wurden (Bilder 4.38 u. 4.39). Die Bohrungen reichen bis kurz vor die Kanalwand, so daß durch die hohe Wärmeleitfähigkeit von Kupfer nahezu die Oberflächentemperatur gemessen wird.

Mit dem mathematischen Modell wurde die gleiche Anordnung numerisch berechnet. Für den angegebenen Durchfluß ergeben sich nach [49] Wärmeübertragungskoeffizienten von etwa $6\text{--}12\text{ kW/m}^2\text{K}$, die für die Randbedingung an der Innenwand im Kühlkanal der Palisade verwendet wurden. Die im Labormodell erreichte Leistung wurde als homogene Wärmestromdichte im mathematischen Modell im Induktorbereich eingepreßt (vgl. Bild 3.18, S. 44). Bei der Messung zeigte sich, daß zwischen auf- und abwärts führendem Kanal keine qualitativen Unterschiede bei der Temperaturverteilung auftreten. Es genügt daher die Betrachtung des Kanals mit dem aufwärts strömenden Wasser (TE 1–6). Messung und Berechnung weisen sowohl qualitativ als auch quantitativ gute Übereinstimmungen auf (Bild 4.40). Die Abweichung liegt maximal bei etwa 10 %.

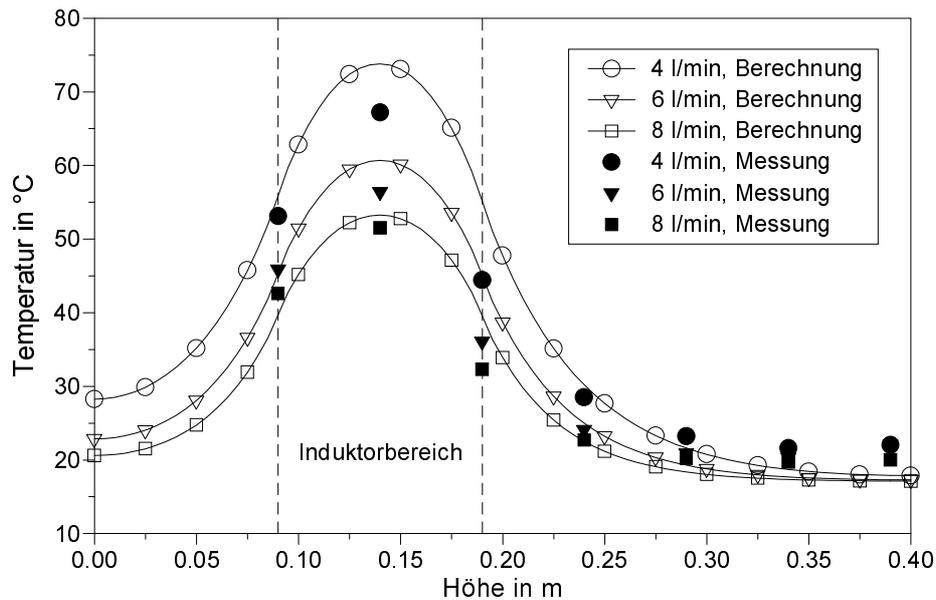


Abbildung 4.40: Vergleich von gemessener (Laboraufbau) und berechneter Temperaturverteilung in einer Palisade für unterschiedliche Kühlwasservolumenströme

Die Temperatur in der Palisade erreicht in der Mitte des Induktors erwartungsgemäß ihren größten Wert. Sie fällt nach oben und unten relativ schnell ab. Außerhalb des Induktorbereiches herrscht nahezu die Umgebungstemperatur. Mit ansteigendem Kühlmitteldurchfluß sinken die Temperaturen in der Palisade aufgrund des erhöhten Wärmeübergangskoeffizienten. Zudem läßt sich feststellen, daß die Temperatur einen zunehmend flacheren Verlauf entlang der Höhe aufweist. Bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten ergibt sich ein homogeneres Temperaturprofil entlang der z -Achse.

4.8.2 Palisaden

Bei der Analyse des Temperaturfeldes in der Palisade werden die ohmschen Verluste in der Palisade und der Wärmestrom, der aus der Schmelze durch den Skull in die Palisade eintritt, berücksichtigt. Die ohmschen Verluste treten in jedem Betriebszustand abhängig vom elektrischen Wirkungsgrad des Tiegels auf. Bei einer komplett von der Tiegelwand abgelösten Schmelzenoberfläche werden allein diese Verluste vom Kühlwasser aufgenommen. Die thermischen Verluste der Schmelze durch Wärmestrahlung sind dagegen relativ klein und können daher zunächst vernachlässigt werden. Reichen die EM-Kräfte nicht dazu aus, die Schmelze von der Tiegelwand zu lösen, treten zusätzliche Wärmeverluste der Schmelze auf. Die von der Schmelze abgegebene Leistung tritt durch den Skull in die Palisade ein. Die Größen der jeweiligen Leistungen können der EM-Analyse entnommen werden (vgl. Bild 4.36, S. 110).

Für die Kühlbedingung an der Kanalwand kann der Wärmeübergangskoeffizient nach [49] bestimmt werden. Er liegt abhängig vom Bohrungsradius und Volumenstrom im Bereich von etwa

$20 \text{ kW/m}^2\text{K}$.

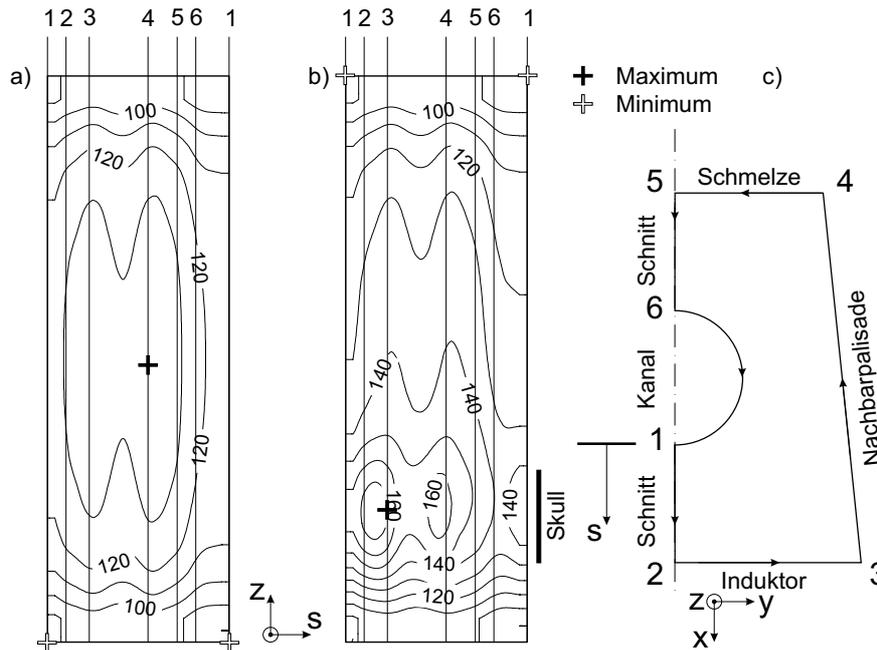


Abbildung 4.41: Temperaturfeld auf der Oberfläche der Palisade im Induktorbereich für eine Anordnung ohne a) und mit Wandkontakt b) der Schmelze in abgewinkelter Darstellung c)

Einen entscheidenden Einfluß auf das Temperaturfeld in der Palisade hat der Kontakt der Schmelze zur Tiegelwand (Bild 4.41). Dargestellt ist die Abwicklung der Außenhaut des Induktorbereiches der Palisade ohne das obere und untere Palisadenende in der Reihenfolge Schnittfläche, Tiegelaußenseite (Induktor), Nachbarpalisade, Tiegellinnenseite (Schmelze) und Schnittfläche. Die Lage der Kanten ist Bild 4.41c zu entnehmen.

Die im Tiegel umgesetzte elektrische Leistung ist näherungsweise homogen im Induktorbereich verteilt und entspricht in etwa einer Oberflächenleistungsdichte von 400 kW/m^2 auf der Palisadenaußenhaut. Bei einer Schmelze ohne Wandkontakt führt dies zu einer zur Mitte des Induktorbereiches symmetrischen Verteilung der Isothermen (Bild 4.41a). Die höchste Temperatur von 141 °C tritt bzgl. der z -Koordinate in der Mitte des Induktors auf. Die Temperaturdifferenz zwischen der Außenhaut der Palisade (Kanten 2–5) und der Kanalwand (Kanten 1 und 6) ist relativ gering. Am unteren Ende des Induktorbereiches weist die Palisade die geringste Temperatur im dargestellten Bereich auf. An den nicht gezeigten Palisadenenden erreicht sie nahezu die Umgebungs- bzw. Kühlwassereintrittstemperatur von 20 °C .

Eine qualitativ andere Temperaturverteilung ergibt sich, sobald die Schmelze Kontakt zur Tiegelwand hat (Bild 4.41b). Aus der energetischen Betrachtung ergibt sich zusätzlich eine Oberflächenleistungsdichte von etwa 1 MW/m^2 , die über den Skull in die Palisade fließt und damit deutlich über der liegt, die aus den rein ohmschen Verlusten in der Palisade hervorgeht. Daraus resultiert ei-

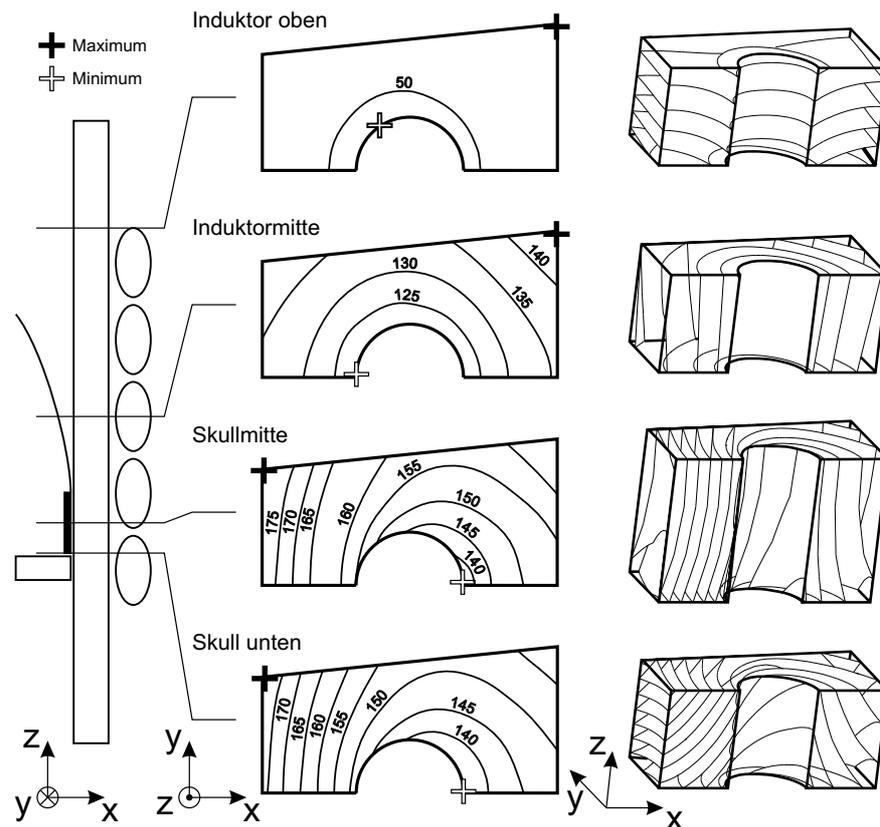


Abbildung 4.42: Isothermen in der Kupferpalisade bei Kontakt von Schmelze und Tiegelwand

ne Verschiebung des Temperaturmaximums, das in diesem Fall $184\text{ }^{\circ}\text{C}$ beträgt, nach unten in die Mitte des Skullbereiches. Die Temperaturdifferenz zwischen der Außenhaut der Palisade (Kanten 2–5) und der Kanalwand (Kanten 1 und 6) ist durch die im Skullbereich erheblich größere Wärmestromdichte höher als bei der Anordnung ohne Wandkontakt.

Einen detaillierteren Überblick über die in der Palisade fließenden Wärmeströme verschafft die dreidimensionale Darstellung der Isothermen im Kupfer (Bild 4.42). Das Bild zeigt die Schnitte parallel zur xy -Ebene in charakteristischen Höhen. Die hohe Wärmestromdichte im Kontaktbereich von Schmelze und Tiegelwand führt zum beschriebenen Temperaturmaximum und einer großen Wärmestromdichte in der Mitte des Skulls. Sowohl an dieser Stelle als auch in der Mitte des Induktorbereiches umhüllen die Isothermen die z -Achse. Der Wärmestrom fließt dementsprechend senkrecht dazu in der xy -Ebene von der Palisadenußenwand in Richtung Kühlkanal. An der Oberkante des Induktors ist der Anteil, der in diese Richtung fließt, gering. Der Wärmestrom ist nahezu komplett senkrecht nach oben gerichtet. Dieser Bereich der Palisade dient als Kühler und vergrößert die wärmeübertragende Fläche an das Kühlwasser.

Eine Verkleinerung des Bohrungsradius bei gleichbleibendem Volumenstrom führt zu einer deutlichen Absenkung der Maximaltemperatur im Kupfer, obwohl die wärmeübertragende Fläche dabei kleiner wird. Grund hierfür ist die erhöhte Strömungsgeschwindigkeit im Kanal und der dadurch erhöhte Wärmeübergangskoeffizient, der trotz der kleineren Kühlfläche für eine bessere Wärmeab-

fuhr sorgt. Dies stellt die effektivste Maßnahme zur verbesserten Kühlung der Palisaden dar. Auf den zunehmenden Druckabfall wird im Abschnitt 4.8.4 eingegangen.

Eine Verschiebung der Bohrung in Richtung der maximalen Temperatur brachte keine nennenswerte Verringerung der Temperatur. Durch die sehr hohe thermische Leitfähigkeit des Kupfers treten in der Palisade kaum Temperaturdifferenzen auf, so daß bei der Konstruktion von einer Lageänderung der Bohrung abgesehen werden kann.

4.8.3 Boden

Die Berechnung der Temperaturverteilung im Boden ist ungleich aufwendiger als die in den Palisaden, da aufgrund der komplizierten Kanalgeometrie eine Berechnung des Strömungsfeldes im Kühlmedium auf numerischem Wege erfolgen muß. Da hier aber der größte Anteil der Verlustleistung der Schmelze in den Tiegel eintritt und der Boden ein sicherheitsrelevantes Bauteil darstellt, ist es wichtig, die kritischen Bereiche zu analysieren. Die für die Berechnung notwendigen Randbedingungen wurden gemäß Abschnitt 3.3.4 angesetzt.

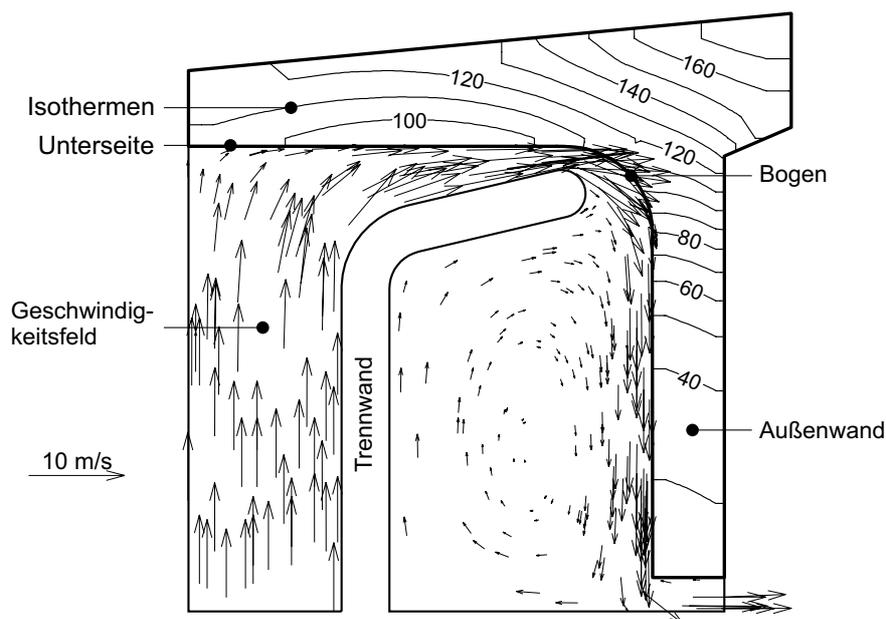


Abbildung 4.43: Geschwindigkeitsfeld des Kühlwassers und Temperaturfeld im Kupferboden für eine Einströmgeschwindigkeit von $v_z = 7,25 \text{ m/s}$

Das Wasser strömt zentrisch in den Bodenbereich ein und fließt radial unter der Bodenplatte nach außen (Bild 4.43). Dabei bildet sich auf der Tiegelachse unter dem Boden eine Stagnationszone. Die höchsten Geschwindigkeiten treten im Umlenkbereich des Trennwandbogens auf, in dem das Wasser wieder nach unten fließt. Hier steht dem Wasser ein relativ kleiner Querschnitt zur Verfügung. Zudem tritt eine starke Richtungsänderung auf. An dieser Stelle nimmt auch die vom Kupferboden in das Kühlwasser eintretende Wärmestromdichte ihren größten Wert an. Im Rückströmbe-

reich bildet sich ein Wirbel geringer Geschwindigkeit, der für die Kühlung des Bodens unerheblich ist. Die Bodentemperatur weist ihr Maximum an der Außenkante auf. Begründet ist dieser Sachverhalt in dem großen Abstand zur gekühlten Kanalwand. Außerdem ist die Wärmestromdichte in diesem Bereich deutlich größer als in den anderen Bereichen, da der vom Wärmestrom durchsetzte Querschnitt des Bodens vom Skull zum Wasserkanal hin abnimmt.

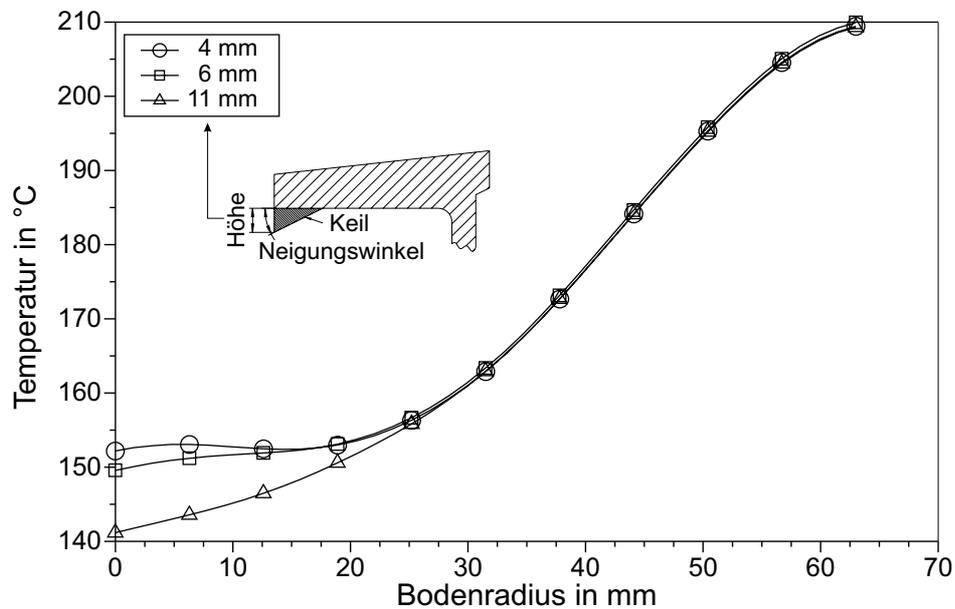


Abbildung 4.44: Temperaturverteilung am Boden für unterschiedliche Keilhöhen auf der Symmetrieachse bei einem Neigungswinkel von 26°

Zur Behebung der Stagnationszone auf der Symmetrieachse kann ein Keil im Strömungskanal vorgesehen werden (Bild 4.44). Mit zunehmender Höhe wird die Strömung in diesem Bereich besser geführt und ihre Geschwindigkeit wird größer. Der Neigungswinkel hat dabei keinen großen Einfluß auf die Temperaturabsenkung.

Eine sehr wirkungsvolle Maßnahme zur Senkung der Bodentemperatur ist die Verschiebung des Trennwandbogens nach oben. Hierdurch wird der Kanalquerschnitt, durch den das Wasser strömt, stark eingeengt. Durch die erhöhte Strömungsgeschwindigkeit und den dadurch erhöhten Wärmeübertragungskoeffizienten von der Wand zum Fluid sinkt die maximale Temperatur des Bodens. Die Problematik des erhöhten Druckabfalls wird im Abschnitt 4.8.4 erläutert.

Die Maßnahme mit der höchsten Wirksamkeit ist eine Verschiebung der Außenwand in radialer Richtung (Bild 4.45). Die Verschiebung der Wand in radialer Richtung ist auf den Abstand bei der Originalkonfiguration normiert. Für diese ergibt sich somit ein normierter Abstand von $d' = 1$. Bei einem Boden ohne Aussparung an der Außenkante ergibt sich ein normierter Abstand von $d' = 0$. Bei der Ausgangskonfiguration ist der Außenradius des Kühlkanals deutlich kleiner als der des Bodens. Folglich entsteht im Außenbereich eine sehr hohe Wärmestromdichte. Wird der Kühlkanal weiter nach außen geführt, kann die Wärmestromdichte in diesem Bereich stark reduziert werden.

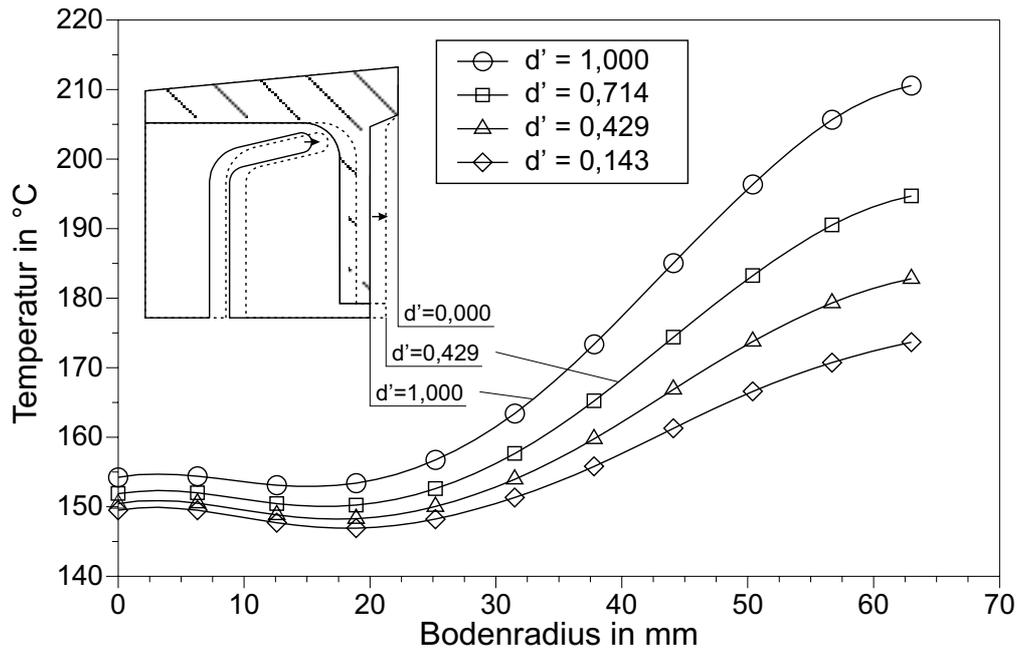


Abbildung 4.45: Bodentemperatur bei einer Verschiebung der Außenwand in radialer Richtung nach außen

Dies führt zu einer kleineren Maximaltemperatur im Boden und stellt die Maßnahme mit höchster Wirksamkeit dar. Die Temperatur sinkt bei einer normierten Verschiebung von 0,143 um etwa 40 K ab.

4.8.4 Druckabfall

Bei allen konstruktiven Änderungen, die den Wärmeübergangskoeffizienten verbessern sollen, muß der Druckabfall im Tiegel berücksichtigt werden, da sich dieser direkt auf die zu installierende Pumpleistung und damit auch auf die Kosten auswirkt. Messungen an der Anlage ergeben im gesamten Tiegelkühlkreis einen Druckabfall von 6 bar. Sowohl mit dem numerischen Modell als auch mit einer analytischen Betrachtung nach *Blasius* [71] kann der Druckabfall im Tiegel bestimmt werden. Die Palisaden tragen mit ihrer geraden glatten Bohrung nur einen geringen Anteil zum Druckabfall bei. Bestimmend sind im Tiegel die Bereiche, in denen die Strömung eine starke Richtungsänderung erfährt, wie beispielsweise die Querbohrung oben in der Palisade, der Trennwandbogen im Boden und der Auslauf aus dem Tiegelboden (vgl. Bild 4.43, S. 116). Die numerischen Berechnungen ergeben einen Druckabfall von maximal 2 bar im Tiegel, der sich auch mit dem analytisch berechneten Wert deckt. Der verbleibende Teil entsteht in den Zuleitungen, Absperrhähnen, Ventilen und Filtern im Tiegelkühlkreis. Damit trägt der Tiegel selbst nur einen geringen Anteil zum gesamten Druckabfall bei. Folglich können Änderungen der Tiegelgeometrie zur Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit weitgehend ohne Bedenken bzgl. eines zu hohen Druckabfalls durchgeführt werden. Sie sind demnach auch einer allgemeinen Erhöhung des Volu-

menstromes vorzuziehen, der an allen Einbauelementen einen entsprechend höheren Druckabfall verursachen würde.

Zur Minderung des entstehenden Druckabfalls können die Bereiche, in denen das Strömungsgebiet eine Richtungsänderung bzw. eine scharfe Ecke aufweist, wie z. B. im Auslauf des Bodens, durch Phasen entschärft werden. Die Querbohrung im oberen Bereich der Palisade kann größer ausgeführt werden, da an dieser Stelle keine kritische Wärmeleistung übertragen wird und somit keine Gefahr der für den KIT kritischen Siedekühlung besteht. Allein hierdurch ergibt sich eine deutliche Senkung der Druckdifferenz.

Die obigen Untersuchungen liefern einen maßgeblichen Beitrag zum Verständnis der im Kupfer fließenden Wärmeströme und charakterisieren das Temperaturfeld. Die höchsten Temperaturen im Tiegel treten demnach im äußeren Randbereich des Bodens und an der Palisade auf, wenn diese Kontakt zur Charge hat. Um eine Schädigung des Tiegels an diesen Stellen sicher zu verhindern, kann der lokale Wärmeübergangskoeffizient durch konstruktive Maßnahmen erhöht werden. In der Palisade ist die Verkleinerung der Bohrung eine erfolgversprechende Maßnahme. Im Boden kann die Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit im Bogenbereich durch eine Verschiebung des Trennwandbogens in Richtung der Außenwand erfolgen. Eine weitere Möglichkeit ist die Verschiebung der Außenwand nach außen, um eine homogenere Wärmestromdichte im oberen Bodenbereich zu erhalten, so daß die Temperatur an der Bodenkante gesenkt wird. Die entwickelten mathematischen Modelle für das Strömungs- und Temperaturfeld im Tiegel können zudem für weitere Studien genutzt werden, um eine gezielte Optimierung des Kühlsystems voranzutreiben und führen daher zu einer erhöhten Prozeßsicherheit.

5 Analyse der Prozeßführung beim Gießverfahren

Für Massenartikel wie Automobilventile ist bei der Entwicklung einer Prozeßkette für die Produktion die großtechnische betriebssichere Herstellung und insbesondere die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens ausschlaggebend. Hierfür muß ein effizienter Herstellungsprozeß gefunden werden. Gemäß dem in [72, 24] beschriebenen Verfahren wurde am EWH eine Anlage der Firma ALD zum Gießen von TiAl-Ventilen für Automobile installiert (Bild 5.1) [29]. In diesem Kapitel erfolgt eine Beschreibung und Diskussion der Schmelz- und Gießversuche, die im Rahmen der Herstellung von Ventilrohlingen durchgeführt wurden¹. Zur besseren Übertragbarkeit sind alle Ergebnisse in normierte Form dargestellt.

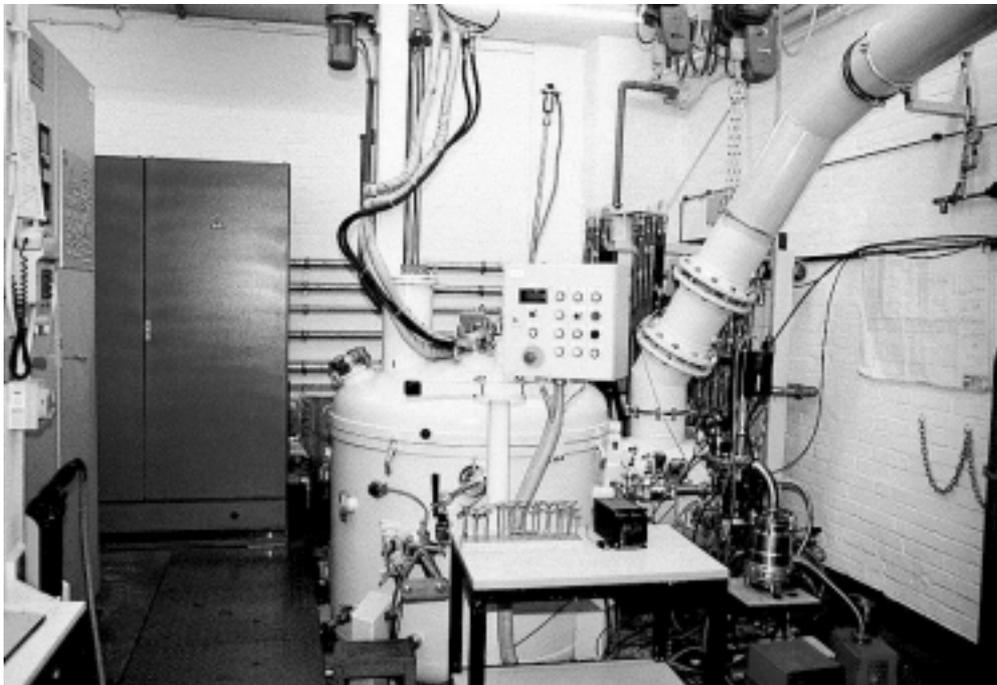


Foto: Institut für Elektrowärme, Universität Hannover

Abbildung 5.1: Anlage zum Gießen von TiAl-Automobilventilen am Institut für Elektrowärme der Universität Hannover (EWH) Hersteller: ALD VACUUM TECHNOLOGIES AG

5.1 Einsatz von γ -Titanaluminiden als Ventilwerkstoff für Verbrennungsmotoren

Klassische Titanlegierungen, wie beispielsweise TiAl_6V_4 , die schon seit längerem im Rennsport erfolgreich eingesetzt werden, sind nur bis zu Temperaturen von maximal 600°C als Ventilwerkstoff zu verwenden [22]. Für Einlaßventile ist dieser Temperaturbereich durchaus ausreichend. Bei

¹ Die Gießversuche wurden unter der Leitung des Federführers ALD durchgeführt. Die Optimierung der Prozeßschritte geschah in enger Kooperation mit den Projektpartnern ALD, ACCESS E. V. und HERAEUS.

Auslaßventilen treten durch den Abgasstrom deutlich höhere Temperaturen auf. Nur die hohe Wärmeleitfähigkeit, die hohe Duktilität und die langsame Rißfortpflanzungsgeschwindigkeit erlauben einen kurzzeitigen Einsatz dieser Werkstoffe im Rennsport auch in hohen Temperaturbereichen. Die mit den klassischen Titanlegierungen erreichbare Lebensdauer liegt aber deutlich unterhalb derer, die für Serienmotoren von Kraftfahrzeugen verlangt wird.

Tabelle 5.1: Chemische Zusammensetzung der verwendeten intermetallischen γ -TiAl-Verbindungen in Atomprozent [73]

Bezeichnung	Titan	Aluminium	Chrom	Niob	Silizium
General Electric (GE)	49,0	47,0	2,0	2,0	—
Max-Planck-Institut (MPI)	52,2	46,6	1,0	—	0,2

Eine verhältnismäßig junge Werkstoffgruppe sind die intermetallischen Verbindungen des TiAl. Ihre γ -Phase weist im Gegensatz zu den klassischen Legierungen eine hervorragende Oxidationsbeständigkeit bis 700 °C auf und empfiehlt sich daher für Hochtemperaturanwendungen [20]. Das γ -TiAl unterscheidet sich von den Mischkristallen dadurch, daß die unterschiedlichen Atome nicht statistisch verteilt sondern in einem festen Gitterverband angeordnet sind. Der Atomanteil von Titan und Aluminium ist in etwa gleich groß. Die industrielle Anwendung dieser Titanaluminide wurde lange durch ihre geringe Duktilität und die schwierige Verarbeitbarkeit verhindert. Durch intensive Materialforschung Mitte der 80er Jahre gelang es, Legierungselemente zu finden, die den industriellen Einsatz dieses Werkstoffes ermöglichten. Im Rahmen der durchzuführenden Gießversuche werden zwei unterschiedliche Legierungen verwendet, die für einen Einsatz als Ventilwerkstoff als geeignet erachtet werden (Tabelle 5.1) [74, 23]. Zu klären ist hierbei, ob das verwendete Gießverfahren eine für den späteren industriellen Prozeß ausreichende reproduzierbare Qualität der Gußteile liefert.

5.2 Verfahren zum Gießen von Automobilventilen aus γ -TiAl

Der Schlüssel zur Produktion kostengünstiger Ventile ist die Minimierung der Prozeßzeit und das Zusammenfassen von Arbeitsschritten in der Prozeßkette. Optimal ist dabei die Integration aller einzelnen Arbeitsschritte vom Einsatzmaterial bis zum Gußrohling in einen Prozeß. Für eine erfolgreiche Umsetzung müssen ein Schmelzaggregat, das das Aufschmelzen, Homogenisieren und Überhitzen der Charge ermöglicht, und eine im Betrieb kostengünstige Gußform verwendet werden².

² Das in diesem Abschnitt vorgestellte Gießverfahren wurde von der ALD VACUUM TECHNOLOGIES AG entwickelt und konzipiert [24].

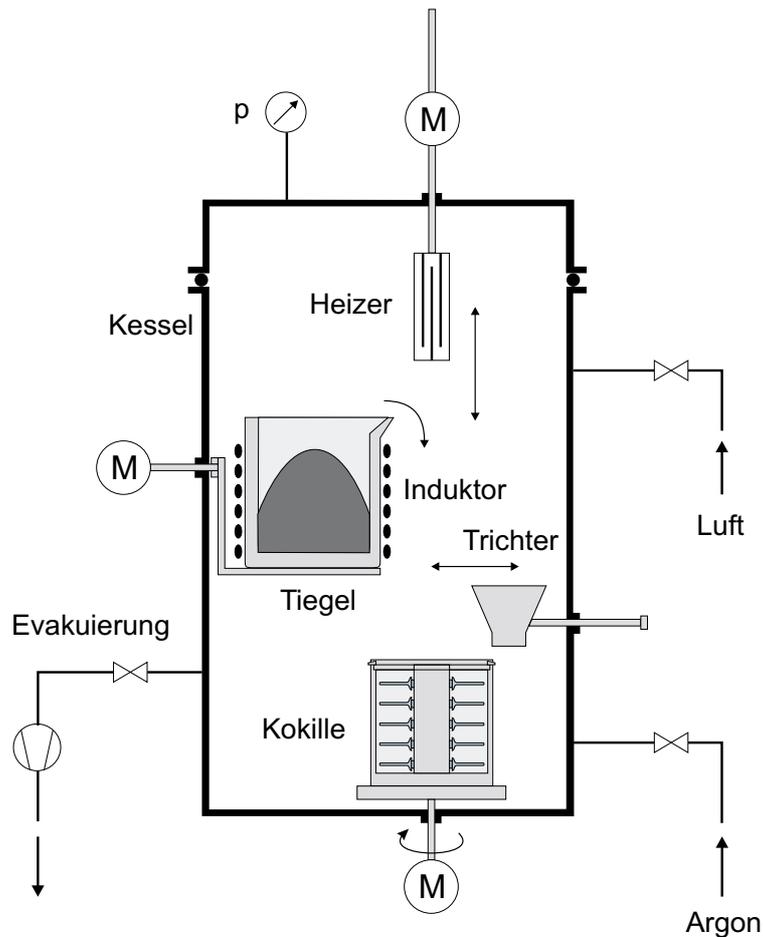


Abbildung 5.2: Schematischer Aufbau der Gießanlage für TiAl-Ventile am EWH [75]

Das Verfahren zum Gießen von TiAl-Automobilventilen basiert auf einem KIT als Schmelzaggregat und einer Schleudergußkokille (Bild 5.2). Alle zum Gießen notwendigen Aggregate sind in einem Vakuumkessel installiert, so daß der gesamte Prozeß unter Vakuum bzw. Schutzgas stattfinden kann (vgl. Bild 3.2, S. 11). Der Tiegel ist mit einer Kippvorrichtung ausgerüstet, mit der das Abgießen der gesamten Charge innerhalb kurzer Zeit möglich ist.

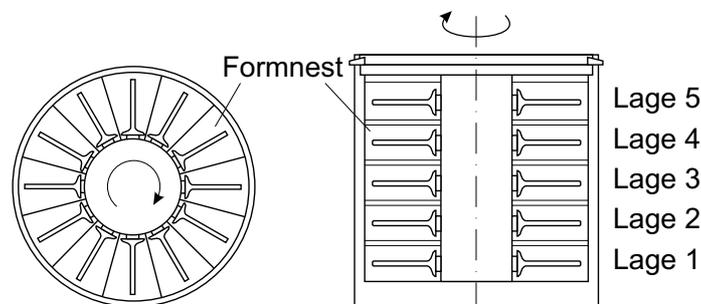


Abbildung 5.3: Schematische Ansicht der Schleudergußkokille von oben (links) und von der Seite (rechts) mit Formnestern

Als Gußform wird eine metallische Permanentkokille verwendet. Um einen genügend hohen Gieß-

druck zu erreichen, wird von der Schleudergußtechnologie Gebrauch gemacht. Die Kokille wird auf einem Drehtisch fixiert und rotiert um ihre vertikale Achse (Bild 5.3). Hierbei wirkt eine Zentrifugalbeschleunigung der Größe $60 \cdot g$ bis $140 \cdot g$ im Formnest, vom Teller zum Schaftende hin anwachsend, die den notwendigen Gießdruck zum Füllen der Form aufbringt. Der Anguß erfolgt von der Tellerseite des Ventils, um eine gute Nachspeisung der Form zu gewährleisten. Der lange dünne Ventilschaft stellt gießtechnisch eine große Herausforderung dar. Die Erstarrung muß gelenkt von außen bzw. vom Schaftende her erfolgen, damit immer eine Nachspeisung der Form gewährleistet ist. Wenn der Schaft unkontrolliert erstarrt, können sich Lunker im Ventil bilden, da das schmelzflüssige Material nicht in die beim Erkalten bzw. Erstarren entstehenden Hohlräume nachfließen kann. Zur Vermeidung dieses Effektes wird die Form mit einem Graphitheizer, der zentrisch in die Kokille eingefahren wird, von innen beheizt (Bild 5.2). Aufgrund des radial nach außen fließenden Wärmestromes bildet sich ein Temperaturprofil im Formnest mit einem Maximum am Ventilteller und einem Minimum am Schaftende aus, das für eine gerichtete Erstarrung des Ventils von außen sorgt.

Der Prozeß beginnt mit dem Vorheizen der Kokille. Der Heizer, der von oben in die Kokille eingefahren wird, sorgt neben der beschriebenen Erstarrunglenkung durch einen definierten Temperaturgradienten auch für eine Erhöhung des Temperaturniveaus der Kokille, um ein vorzeitiges Erstarren der Schmelze zu verhindern. Für einen Ventil-Abguß sind die folgenden Arbeitsschritte durchzuführen [23]:

- Kessel evakuieren
- Heizer in die Kokille einfahren, einschalten
- MF-Umrichter einschalten, Charge schmelzen und homogenisieren
- Temperaturmessung mit Thermoelement
- Heizer aus der Kokille ausfahren, ausschalten
- Drehtisch einschalten
- Gießtrichter einfahren, Abguß
- MF-Umrichter ausschalten
- Drehtisch ausschalten
- Kessel mit Argon fluten, Kokille abkühlen
- Demontage der Kokille und Entnahme des Gußstückes

Während des Gießversuches werden alle wesentlichen Betriebsgrößen meßtechnisch erfaßt (vgl. Tabelle 3.3, S. 17), um eine lückenlose Dokumentation des Prozesses zu gewährleisten (Bild 5.4). Der Versuch beginnt mit dem Einschalten des Heizers. Zeitversetzt wird mit dem Schmelzen der Charge begonnen. Nachdem die Charge verflüssigt ist, erfolgt die Temperaturmessung mit einem Thermoelement, die in dem dargestellten Beispiel $1564 \text{ }^\circ\text{C}$ ergab. Kurz vor dem Abguß wird der

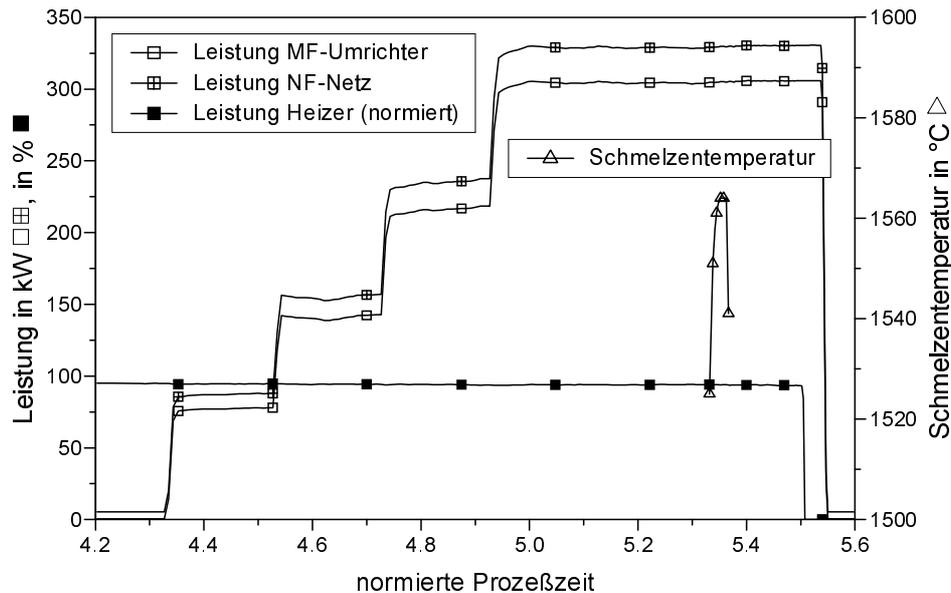


Abbildung 5.4: Charakteristische Betriebsgrößen während eines TiAl-Ventil-Abgusses

Heizer ausgeschaltet und aus der Kokille gefahren. Gleichzeitig wird der Antrieb des Drehtisches gestartet, der die Kokille beschleunigt. Beim Erreichen der Solldrehzahl erfolgt der Abguß der Schmelze und das Abschalten des Umrichters. Danach wird der Kessel auf Umgebungsdruck mit Argon geflutet, um das Abkühlen der Kokille zu beschleunigen. Nach der Abkühlzeit können das Gußstück aus der Kokille entnommen und die Ventile vom Gießbaum abgetrennt werden.

5.3 Optimierung der Prozeßschritte

Der im vorherigen Abschnitt beschriebene Herstellungsprozeß für TiAl-Ventile gliedert sich in mehrere Arbeitsschritte. Um qualitativ hochwertige Gußteile zu erhalten, müssen alle einzelnen Schritte detailliert analysiert werden. Hierfür wird der Gesamtprozeß zunächst in seine Teilschritte zerlegt. In den nachfolgenden Abschnitten werden diese einzeln beschrieben und anhand der bei den Experimenten gemachten Beobachtungen und Erfahrungen diskutiert.

5.3.1 Atmosphäre

TiAl neigt im schmelzflüssigen Zustand bei der Anwesenheit von Sauerstoff sehr stark zur Oxidation. Um die Reinheit der Schmelze zu gewährleisten, ist ein Schmelzprozeß folglich nur unter Vakuum bzw. Schutzgas möglich. Dazu sind alle notwendigen Aggregate in einem Vakuumkessel installiert, in dem die Atmosphäre beliebig einstellbar ist. Während des Gießens muß ein möglichst geringer Druck herrschen, damit eine gute Formfüllung der Formnester und lunkerfreie Ventile erreicht werden. Eine besondere Schwierigkeit resultiert bei TiAl-Legierungen aus den stark unter-

schiedlichen Schmelzpunkten der einzelnen Legierungsbestandteile. Titan weist einen Schmelzpunkt von $1668\text{ }^{\circ}\text{C}$ auf, während dieser bei Aluminium $660\text{ }^{\circ}\text{C}$ beträgt. Daraus folgt eine gewisse Abdampfneigung des Aluminiums aus der Charge, die zu einem zu geringen Aluminiumanteil im Endprodukt führen kann. Bei Titanschmelzen wird mit einem Druck von unter 10^{-1} mbar gearbeitet. Das Erschmelzen intermetallischer Verbindungen mit hohem Aluminiumgehalt erfolgt in höheren Druckbereichen [23]. Grund hierfür ist der hohe Partialdampfdruck des Aluminiums. Mit einem erhöhten Kesseldruck läßt sich das Abdampfen des Aluminiums bei TiAl weitgehend verhindern. Kurz vor dem Abguß wird der Kesseldruck wieder abgesenkt, um eine gute Formfüllung der Kokille zu erreichen. Für die Gießversuche wird als Schutzgas Argon verwendet.

5.3.2 Vorheizen der Kokille

Bei den Gießversuchen zeigte sich, wie auch in [17] berichtet wird, daß das Vorheizen der Kokille einen entscheidenden Einfluß auf die Qualität der Ventile hat. Wie beschrieben, ist für ein gutes Gießergebnis insbesondere ein großer Temperaturgradient entlang des Ventilschaftes mit einem Temperaturmaximum am Ventilteller anzustreben.

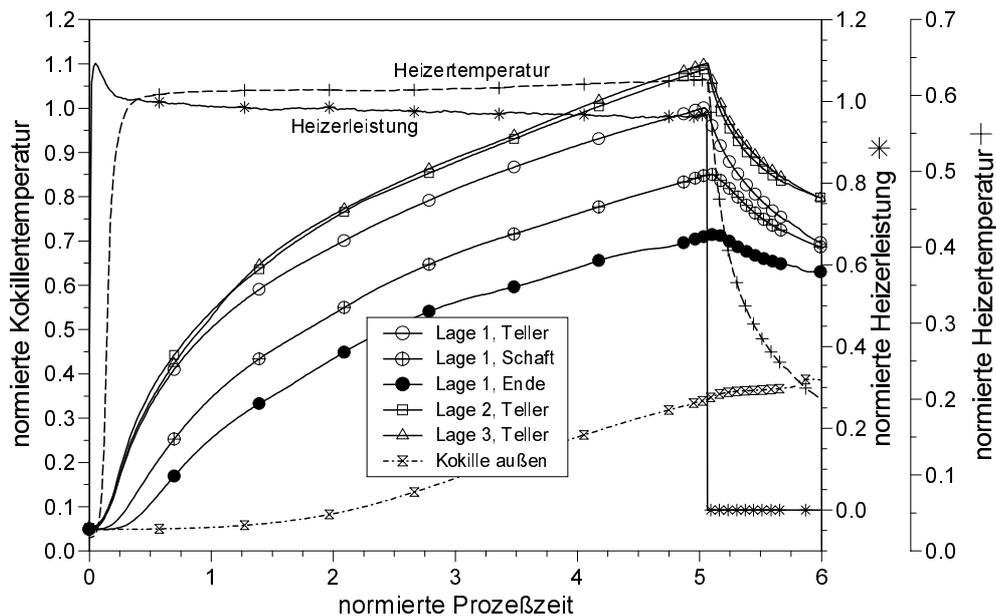


Abbildung 5.5: Temperatur in den Formnestern der Kokille und am Kokillenaußenring sowie Kokillenheizerleistung und -temperatur während des Vorheizens der Schleudergußkokille

Während des eigentlichen Gießprozesses kann keine Kontrolle der Temperatur im Innern der Formnester erfolgen, da eine Positionierung von Thermoelementen in der rotierenden Schleudergußkokille mit einem extrem hohen meßtechnischen Aufwand verbunden ist. Somit liegen nur Informationen über die Temperatur am Außenring der Kokille vor. Um Aussagen zur notwendigen

Vorheizdauer zu erhalten, wurden diese in einer gesonderten Versuchserie experimentell ermittelt. Dafür wurde die Temperatur am Ventilteller, am Ventilschaft und am Schaftende gemessen. Zudem erfolgte die Messung der Temperatur des Kokillenrings (Bild 5.5). Sobald der Heizer eingeschaltet wird, steigen alle Temperaturen in den Formnestern insbesondere die der Teller stark an, während die Temperatur am Außenring der Kokille langsam zunimmt.

Von entscheidender Bedeutung für den Gießvorgang ist die Temperaturdifferenz zwischen Ventilteller und Schaftende (Bild 5.5). Diese erreicht relativ schnell ihren stationären Endwert. Danach wird nur noch das Temperaturniveau der Kokille erhöht, ohne daß sich der Temperaturgradient entlang des Ventilschaftes wesentlich ändert. Die Zeit, die zum Erreichen des gewünschten Temperaturgradienten benötigt wird, stellt demnach die minimale Heizzeit dar. Falls ein größerer Temperaturgradient zum Gießen notwendig ist, kann die Heizerleistung erhöht werden.

5.3.3 Aufschmelzvorgang

Parallel zum Aufheizen der Kokille erfolgt das Schmelzen der Charge. Um die komplizierten Vorgänge beim instationären Aufschmelzprozeß zu analysieren, wurden zahlreiche Versuche mit unterschiedlichen Einsatzmaterialien und Fahrweisen des Prozesses durchgeführt. Ein guter Aufschmelzprozeß zeichnet sich dadurch aus, daß die Charge sicher schmilzt und dabei so wenig Energie wie möglich aufgewendet wird. Zudem muß das Endprodukt eine homogene und reproduzierbare chemische Zusammensetzung aufweisen.

Bezüglich der Fahrweise des Ofens hat sich eine stufenweise Erhöhung der Leistung als vorteilhaft erwiesen (vgl. Bild 5.4, S. 124). Ein Einschmelzen der gesamten Charge ist dann sehr wahrscheinlich, wenn der gesamte Einsatz gleichmäßig bis zur Schmelztemperatur erwärmt wird und in möglichst kurzer Zeit komplett in den schmelzflüssigen Zustand übergeht.

Für einen geringen Energiebedarf ist eine möglichst kurze Schmelzdauer anzustreben. Im Abschnitt 4.3.5 wurde das instationäre Verhalten des Systems betrachtet. Dabei konnte gezeigt werden, daß das System eine sehr kleine thermische Zeitkonstante aufweist. Wenn alle festen Materialstücke in die Schmelze eingerührt und nicht mehr sichtbar sind, vergehen nur wenige Minuten bis zum stationären Zustand. Die Überhitzung der Schmelze wird danach nicht weiter gesteigert.

Vorlegierung

Aus metallurgischer Sicht ist der Einsatz einer Vorlegierung die sicherste Möglichkeit eine reproduzierbare Qualität bei den Gußteilen zu erreichen. Nachteilig sind die hohen Kosten, die für das vorlegierte Material aufgewendet werden müssen. Selbst wenn die Legierungsbestandteile nicht komplett homogen im Materialblock verteilt sind, weisen die Gußstücke nach dem Schmelzen im KIT eine sehr gute homogene und reproduzierbare chemische Zusammensetzung auf. Um den

Preisvorteil beim Einsatz von einzelnen Legierungselementen zu nutzen, muß aber auch deren Verwendung als Charge betrachtet werden.

Aufbauschmelze

Ein entscheidender Preisvorteil für den Prozeß entsteht, wenn die Legierung im KIT direkt mit einer Aufbauschmelze hergestellt wird [24]. Dabei werden die einzelnen Legierungselemente in den Tiegel geschichtet. Nach dem Schmelzen der Charge werden die Bestandteile vermischt und es entsteht eine homogene Schmelze, die abgegossen werden kann. Die effektivste Variante ist dabei das Zusammenfassen des Schmelzenaufbaus und des eigentlichen Gießprozesses. Durch die Einsparung von Energie und Prozeßzeit ergeben sich so der geringste Aufwand und die niedrigsten Kosten. Im Experiment wurden drei unterschiedliche Methoden des Legierungsaufbaus mit anschließendem Abguß untersucht (Tabelle 5.2).

Tabelle 5.2: Varianten zur Erstellung einer Aufbaulegierung mit anschließendem Abguß in die Schleudergußkokille [23]

Method A	Method B	Method C
Schmelzen der Charge	Schmelzen der Charge	Schmelzen der Charge
Abguß	Erstarren der Schmelze	Erstarren der Schmelze
	Schmelzen des Blocks	Umdrehen des Blocks
	Abguß	Schmelzen des Blocks
		Abguß

Die aus verfahrenstechnischer Sicht einfachste Variante ist die Methode A [23]. Sie wies bezüglich der chemischen Zusammensetzung geringfügig größere Abweichungen vom Soll auf als die beiden anderen Methoden. Grund hierfür ist die Zusammensetzung des Skulls. Bei einigen Experimenten wurden Skulls gefunden, die noch geringe Mengen ungeschmolzenes Titan enthielten. Folglich steht dies nicht der flüssigen Phase zur Verfügung, und die tatsächliche chemische Zusammensetzung der Schmelze entspricht nicht exakt der gewünschten. Diese Vorgänge sind zufälliger Natur und lassen sich nur durch eine gezielte Chargierung und Materialvorbereitung sicher verhindern. Die besten Ergebnisse bezüglich der Reproduzierbarkeit der chemischen Zusammensetzung der Schmelze zeigte die Methode C, bei der durchgehend sehr gute Werte erreicht wurden. Die Charge wird im Tiegel gedreht, so daß alle Einzelteile sicher in die Schmelze eingemischt werden. Einen Kompromiß zwischen beiden Methoden stellt die Methode B dar. Durch das Erstarren der Schmelze im Tiegel und ein erneutes Aufschmelzen besteht die Möglichkeit, Teile der im Bodenskull gebundenen Legierungselemente in die Schmelze einzumischen.

Eine praktikable Methode besteht weiterhin darin, den im Tiegel verbleibenden Skull nach einem

Abguß nicht zu entfernen. Da der Skull somit von vornherein vorhanden ist, wird das gesamte chargierte Material eingeschmolzen, was zu einer reproduzierbaren chemischen Zusammensetzung führen müßte. Bei einigen Testschmelzen wurden vielversprechende Ergebnisse erzielt. Ob dieses Verfahren für die großtechnische Massenherstellung geeignet ist, muß noch sorgfältig geprüft werden.

Rücklaufschrott

Beim Gießen verbleibt neben den benötigten Ventilrohlingen ein erheblicher Anteil der eingesetzten Charge ungenutzt als Rest (vgl. Abschnitt 5.3.4). Das Material setzt sich aus dem Tiegelskull, dem Gießbaum ohne die eigentlichen Gußteile sowie Kleinteilen zusammen. Den größten Anteil nimmt dabei der Restgießbaum ohne Ventilrohlinge ein. Das nicht genutzte Material kann jedoch für nachfolgende Abgüsse wiederverwendet werden.

Ein entscheidender Vorteil beim Einschmelzen von Rücklaufschrott ist neben der Wiederverwendung des hochwertigen Materials die Homogenität dieses Einsatzmaterials. Da es bereits mindestens einem Schmelzvorgang unterworfen war, kann von einer sehr homogenen und reproduzierbaren Zusammensetzung der Charge ausgegangen werden. Problematisch ist die Form der eingesetzten Stücke. Da es sich um unterschiedlichste sperrige Geometrien handelt, nehmen diese Teile aufgrund des geringen Füllfaktors ein relativ großes Volumen ein. Die einzelnen Teile verhaken sich ineinander. Um das gewünschte Schmelzenvolumen zu erreichen, muß der Tiegel sehr hoch chargiert werden. Bei ungünstigen Teilen, die vorher nicht ausreichend zerkleinert wurden, ist die erreichbare Schmelzenmasse dann eventuell kleiner als die für den Schmelzprozeß notwendige Masse. Zudem besteht bei einem sehr hoch chargierten Tiegel eher die Gefahr, daß es zur sogenannten Brückenbildung kommt, bei der ein Teil der Charge sich im Tiegel verklemmt und nicht in die Schmelze eingemischt wird. Im ungünstigsten Fall kann es dazu kommen, daß sich die Charge nicht komplett verflüssigen läßt. Die schlechte Ankopplung der Charge führt zu einem zu geringen Leistungseintrag in den Einsatz. Durch die extreme Kühlung des Tiegels ist dieser Effekt beim KIT schwieriger zu beherrschen als beim herkömmlichen ITO. Bei der Chargierung des Tiegels muß dieser Tatsache daher Rechnung getragen werden.

5.3.4 Abguß

Der Abguß der Charge erfolgt über ein Kippen des Tiegels. Die Kippzeit sollte kurz sein, damit das Material schnell durch einen Gießtrichter in die bereits rotierende Kokille fließt.

Beim Gießen ist eine möglichst hohe Ausbringung von Schmelzenmaterial anzustreben. Die Aufteilung des Materials auf Tiegelskull und Gießbaum ist reproduzierbar (Bild 5.6). Durch das schnelle Abkippen des Tiegels ist der Anteil des im Tiegel verbleibenden Materials relativ gering. Es be-

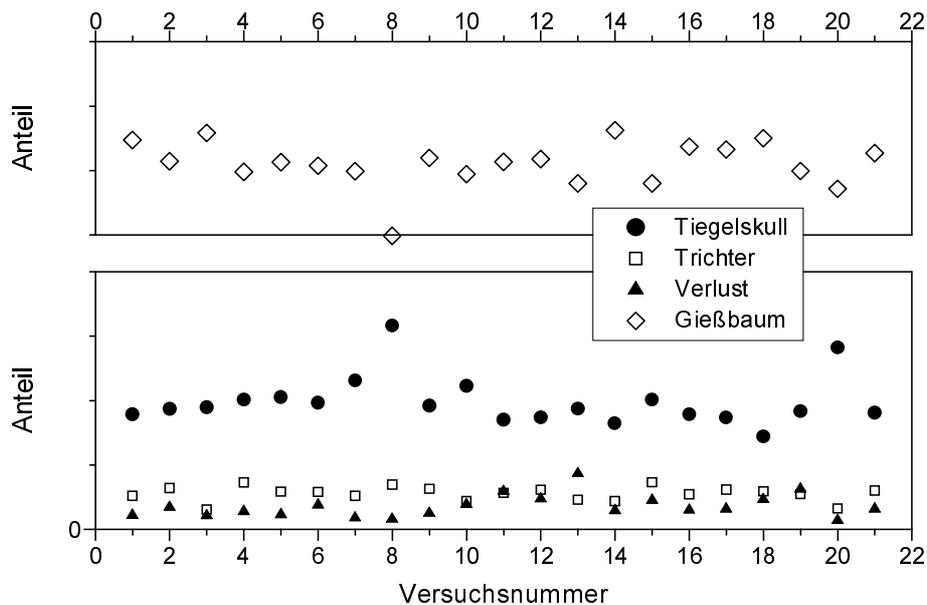


Abbildung 5.6: Aufteilung des abgegossenen Materials beim Gießen von TiAl-Ventilen

steht auch die Möglichkeit, den Skull für den folgenden Prozeß im Tiegel zu belassen, so daß entsprechend weniger Material chargiert werden muß. Die durch Abdampfung während des Schmelzens und durch Spritzen während des Gießens verursachten Verluste belaufen sich auf wenige Prozent. Die Menge des in die Form gegossenen Materials nimmt immer einen recht hohen Anteil an der eingesetzten Charge ein. Die Gießbaumreste können als Rücklaufschrott wieder eingeschmolzen werden.

Bei den Heizversuchen zeigt sich, daß die Abkühlung bzw. die Angleichung der Temperatur im Formnest in der Kokille innerhalb kurzer Zeit vonstatten geht (Bild 5.7). Grund hierfür ist die sehr gute thermische Leitfähigkeit des Kokillenwerkstoffes. Diese Tatsache führt zu der Forderung nach einem optimalen Timing beim Abguß, damit die Temperaturdifferenz im Formnest so weit wie möglich erhalten bleibt. Dazu muß die Zeit zwischen dem Ausschalten und Hochfahren des Heizers und dem Abguß minimiert werden. Das Heizen bis zu dem Zeitpunkt an dem die Kokille ihre Nenndrehzahl erreicht, ist recht kritisch, da die Gefahr besteht, daß der stoßempfindliche Graphitheizer bei einer eventuellen Unwucht und damit einem unrunder Lauf der Kokille durch ein Anschlagen zerstört wird. Zur Optimierung sind leistungsstärkere Heizer- und Kokillenantriebe vorzusehen, damit die Gießverzögerung weiter minimiert werden kann.

5.3.5 Abkühlen der Kokille

Bei den durchgeführten Experimenten stellte sich der Abkühlprozeß der Kokille als zeitaufwendigster Arbeitsschritt heraus. Die Kokille verfügt über eine Gesamtmasse von etwa 500 kg und damit über eine hohe Wärmekapazität.

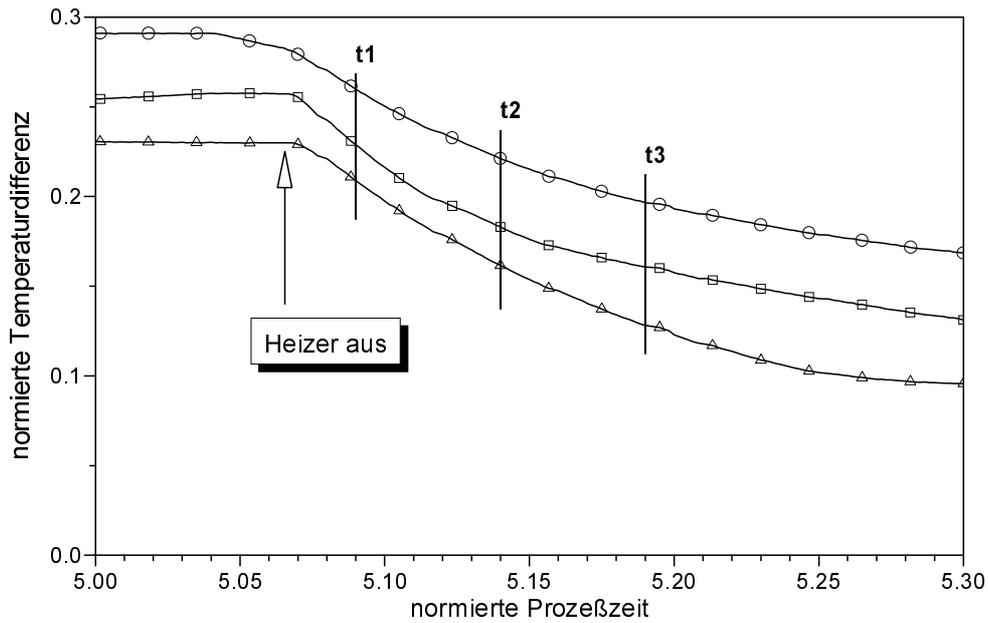


Abbildung 5.7: Temperaturdifferenz zwischen Ventilteller und Schaftende beim Ausfahren und Ausschalten des Heizers aus der Schleudergußkokille für unterschiedliche Gießzeitpunkt $t_1 \dots t_3$ in normierter Darstellung

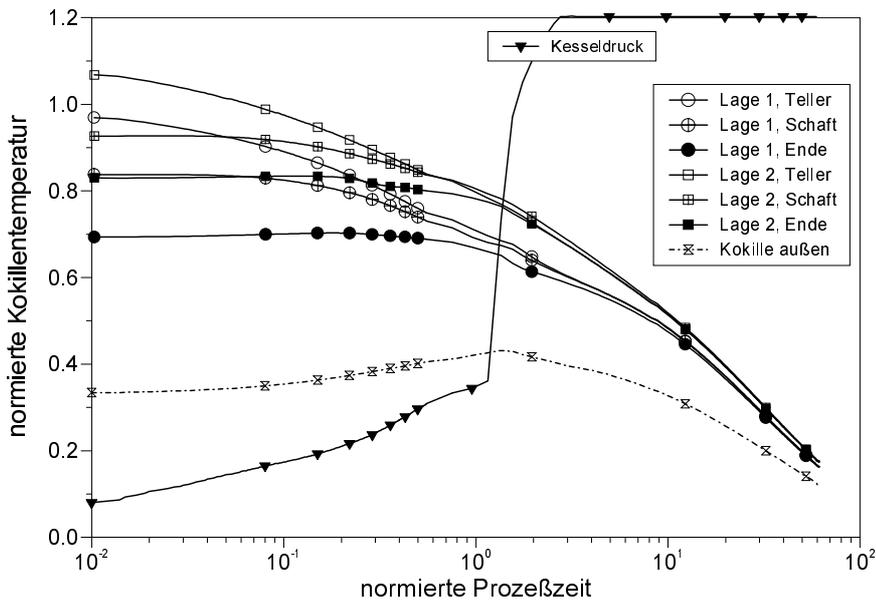


Abbildung 5.8: Temperatur der Formnester und des Kokillenaußenrings in der Abkühlphase

Im Heizversuch weisen die Formnester nach kurzer Zeit eine nahezu homogene Temperaturverteilung ohne Differenz zwischen Teller und Schaftende auf (Bild 5.8). Die einzelnen Lagen unterscheiden sich in ihrer Temperatur kaum noch, wodurch die Abgabe der thermischen Energie erschwert wird. Wird der Kessel nach dem Abguß mit Argon auf Umgebungsdruck geflutet, kann die Wärmeabfuhr durch den zusätzlichen konvektiven Wärmeübergang gesteigert werden. Da die Kesselwände wassergekühlt sind, erlaubt das im Kessel zirkulierende Argon einen erhöhten Wär-

metransport. Der Versuch, den Wärmeübergangskoeffizienten an der Kokillenaußenfläche durch einen Ventilator gezielt zu erhöhen, scheiterte an der Lebensdauer handelsüblicher Ventilatoren, sobald diese zeitweise einem Unterdruck ausgesetzt sind. Bevor das Gußteil in Kontakt mit Sauerstoff gelangt, muß es eine Temperatur von etwa 300°C unterschreiten, damit eine Oxidation des Materials ausgeschlossen wird. Beim Abkühlen der gesamten Kokillenkonstruktion wird dieser Werte nach einigen Stunden erreicht. In dieser Zeit ist sowohl die Kokille als auch der Tiegel nicht für einen weiteren Abguß zu nutzen. Bei einer industriellen Anlage ist eine automatische Entnahme des Gußstückes im Kessel vorzusehen, damit die Stillstandzeiten der Anlage möglichst gering gehalten werden. Zudem verringert sich so auch die Abkühlzeit erheblich, da nur das Gußteil selbst abkühlen muß. Die in der Kokille verbleibende Restwärme verkürzt im nachfolgenden Prozeß die Aufheizzeit, so daß der Energiebedarf sinkt.

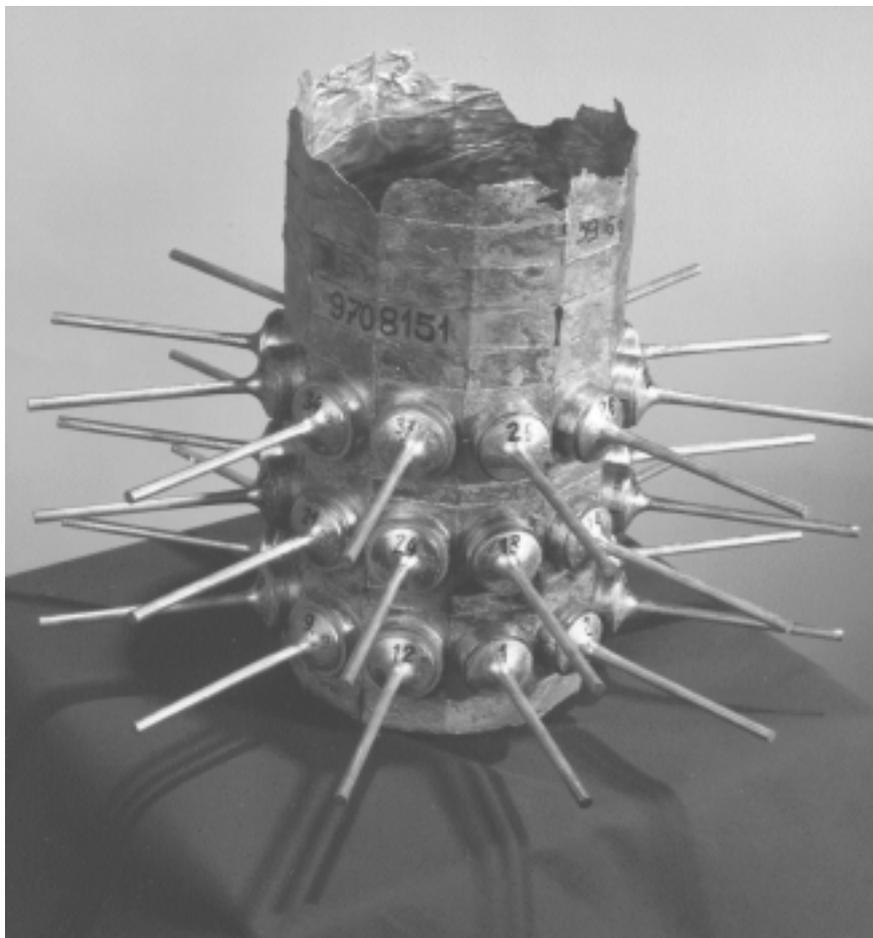


Abbildung 5.9: Gießbaum mit 36 TiAl-Ventilen [30]

Nach dem Abkühlen der Kokille erfolgt die Entnahme der Form aus dem Vakuumkessel. Das manuelle Zerlegen der Kokillenkonstruktion erwies sich als sehr zeitaufwendige und für die Serienfertigung nicht durchführbare Tätigkeit. Durch die unterschiedlichen Schrumpfraten von Kokillenwerkstoff und Gußteil kam es zu einer Verklebung in axialer Richtung. Die erstaunlich hohe Zähigkeit des Werkstoffs verhinderte ein Abreißen der einzelnen Ventile am Anguß, so daß der ge-

samte mehrlagige Gießbaum in einem Stück blieb (Bild 5.9). Dieser Sachverhalt unterstreicht die für den späteren Betrieb vorteilhafte plastische Verformbarkeit des Werkstoffes. Für die Trennung der Ventile vom Gießbaum wurden unterschiedliche Verfahren betrachtet und auf ihre Tauglichkeit untersucht. Aus Gründen der Verfügbarkeit am EWH wurde schließlich auf die Drahterosion zurückgegriffen.

5.4 Prozeßenergie beim Gießverfahren

Der Schmelz- und Gießprozeß stellt aufgrund des geringen elektrischen Wirkungsgrades verglichen mit klassischen induktiven Verfahren ein energetisch recht aufwendiges Produktionsverfahren dar. Für die spätere Umsetzung in der Serienfertigung muß daher auch eine Betrachtung des Energiebedarfes bei der Herstellung vorgenommen werden, um die auftretenden Kosten abschätzen zu können. Nachdem im Abschnitt 4.6 der Energiebedarf zum Erwärmen, Schmelzen und Überhitzen der Charge bestimmt wurde, erfolgt nun eine energetische Analyse des gesamten Gießprozesses inklusive aller Verfahrensschritte vom Einsatzmaterial bis zum Rohventil. Die Berechnung basiert auf den an der Versuchsanlage gewonnenen Meßwerten. Zusätzlich zu der bereits bestimmten Schmelzenergie werden dabei alle für den Gießprozeß installierten Hilfsaggregate mit berücksichtigt. Nach der Bestimmung der Prozeßenergie an der Versuchsanlage wird diese auf das Szenario einer Industrieanlage übertragen.

5.4.1 Versuchsanlage

Ein wichtiger Bestandteil der Anlage ist das Kühlsystem mit einem relativ hohen Leistungsbedarf. Die Wasserkühlung für Tiegel, Spule und Anlagenperipherie ist so dimensioniert, daß zwei Kühlungsstufen möglich sind. Während des Betriebes des KITs wird der komplette Pumpensatz der Kühlanlage benötigt, um den hohen Kühlwasserbedarf des Kupfertiegels zu decken und die entstehenden Wärmeverluste abzuführen.

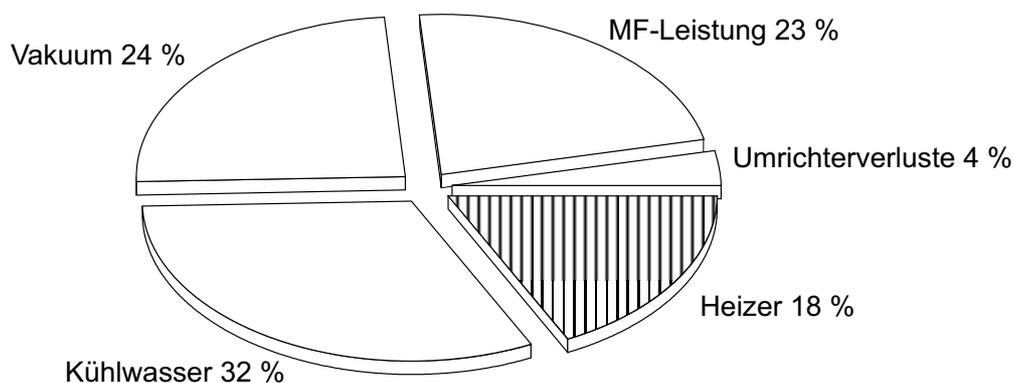


Abbildung 5.10: Aufteilung des Energiebedarfs beim Gießen in der Versuchsanlage

Tabelle 5.3: Nennleistungen und Energiebedarf verschiedener Aggregate während des Schmelz- und Gießprozesses an der Versuchsanlage

Vakuum 3,7 kW	Wasser 1 3,7 kW	Wasser 2 19 kW	Heizer 40 kW	Umrichter 300 kW	Prozeß- schritt
					Evakuieren Heizen Schmelzen Abkühlen
48 kWh	44 kWh	19 kWh	35 kWh	52 kWh	Σ 198 kWh

Der Schmelz- und Gießprozeß setzt sich aus dem Evakuieren des Kessels, dem Vorheizen der Kokille, dem Schmelzvorgang sowie der Abkühlzeit der Kokille zusammen (Tabelle 5.3). Bei den hier analysierten Versuchen betrug die Zeit zum Evakuieren des Kessels mit den vorhandenen Vakuumpumpen einige Stunden, um eine ausreichend geringe Leckrate des Vakuumkessels zu erreichen. In Tabelle 5.3 sind die Nennleistungen der einzelnen Aggregate aufgeführt und deren Laufzeiten durch einen schwarzen Balken markiert. Der Energiebedarf der Hilfsaggregate wird mit Hilfe ihrer Laufzeit und der Nennleistung bestimmt. Bei Umrichter und Heizer wird der im Experiment gemessene Leistungsverlauf während eines Gießprozesses zugrunde gelegt. Der Umrichter nimmt während des Prozesses 52 kWh Netzleistung auf, davon stehen für den Prozeß 45 kWh am MF-Ausgang zur Verfügung. Mit der untersuchten Versuchsanlage können in einem Abguß 36 Ventile mit einer Einsatzmasse von 5 kg TiAl gegossen werden. Der gesamte Energiebedarf beträgt hierfür 198 kWh und damit je Ventil 5,5 kWh. Der theoretisch notwendige Energiebedarf für das eigentliche Schmelzen von 5 kg TiAl liegt bei 3 kWh (vgl. Abschnitt 4.6), das entspricht etwa 1,5 % der Gesamtenergie. Der größte Anteil der Energie wird beim vorgestellten Versuchsbetrieb für das Kühlen der Anlage benötigt (Bild 5.10). Auch für das Evakuieren wird ein großer Anteil aufgewendet. Der geringe Anteil der Umrichterenergie am gesamten Energiebedarf deutet auf den spezifischen Betrieb einer Versuchsanlage hin (Bild 5.10). Die Daten für den Energiebedarf resultieren aus einem Einzelversuch und können aus diesem Grund nicht ohne weiteres auf eine Industrieanlage übertragen werden. Eine Industrieanlage, deren Betriebsweise eine gänzlich andere ist, läßt ein erhebliches Einsparpotential erwarten. Die an der Versuchsanlage gewonnenen Meßwerte liefern jedoch wichtige Hinweise auf den Energiebedarf bei einer industriell genutzten Anlage. Die Übertragung der Daten auf eine fiktive Industrieanlage erfolgt im nächsten Abschnitt.

5.4.2 Szenario für eine Industrieanlage

Aus den in Abschnitt 5.4.1 beschriebenen Daten soll der zu erwartende Energiebedarf beim industriellen Gießen von Automobilventilen aus TiAl abgeschätzt werden. Dafür wird anhand der Erfahrungen mit der Versuchsanlage ein fiktiver optimierter Betrieb für eine Industrieanlage ähnlicher Größenordnung angenommen. Dazu werden die folgenden Annahmen getroffen:

- Die gesamte Anlage inklusive Peripherie wird laufend betrieben.
- Die Ventilzahl je Abguß beträgt 100.
- Ausgehend von den in der Versuchsanlage erreichten Schmelzzeiten für TiAl kann eine Taktzeit von Abguß zu Abguß von 20 Minuten erreicht werden.
- Die Nennleistung des Umrichters muß für die notwendige höhere Schmelzenmasse unter Umständen erhöht werden. Die Schmelzenergie kann demnach über der in Abschnitt 4.6 bestimmten liegen [37].
- Um ein möglichst schnelles und effektives Aufheizen und Evakuieren zu ermöglichen, werden Heizer und Vakuumpumpen größer dimensioniert.

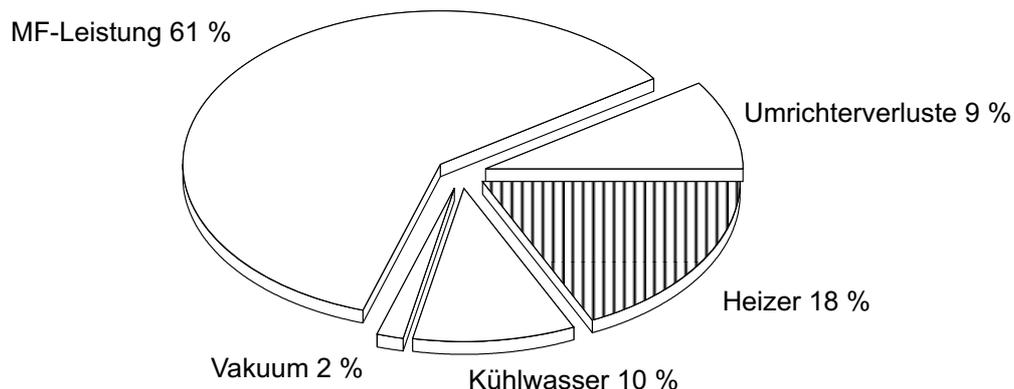


Abbildung 5.11: Aufteilung des Energiebedarfs in einer fiktiven Industrieanlage mit einem Ausstoß von 100 Ventilen je Abguß

Tabelle 5.4: Energiebedarf je Ventil beim Gießen von Automobilventilen aus TiAl

Anlage	Ventile	Energiebedarf kWh
Versuchsanlage	36	5,50
Industrieanlage (Szenario)	100	1,11

Mit den beschriebenen Annahmen ergibt sich für die Industrieanlage ein Energiebedarf von 334 kWh je Stunde bei einem Ausstoß von 300 Ventilen. Der entscheidende Vorteil gegenüber der Versuchsanlage ist der laufende Betrieb, der zu einem geringeren Anteil der Peripherie führt (Bild 5.11).

So wird bei etwas höherem Energiebedarf eine weitaus größere Anzahl von Ventilen gegossen. In der Versuchsanlage muß für jeden einzelnen Versuch trotz des geringen Ventilausstoßes ein hoher energetischer Aufwand für die Anlagenperipherie betrieben werden. Zudem kann während der Abkühlphase der Kokille kein weiterer Gießprozeß stattfinden. Bei der industriellen Betriebsweise nimmt die Umrichterenergie den größten Anteil am Gesamtenergiebedarf ein. Der Energiebedarf je Ventil ist dann mit 1,11 kWh erheblich geringer als der bei der Versuchsanlage (Tabelle 5.4) [37].

5.5 Beurteilung der Gußteile

Die am EWH in Zusammenarbeit mit ALD gegossenen Ventile wurden bezüglich ihrer Eignung für den Einsatz im Motor durch die Projektpartnern beurteilt [74, 76, 23, 30]. Von den durchgeführten Untersuchungen soll an dieser Stelle nur eine kurze Zusammenfassung gegeben werden³. Sie gliedern sich in die Analyse der Materialeigenschaften, wie Festigkeit und Gefüge, sowie die abschließenden motorischen Tests, bei denen die Leistungsfähigkeit der gegossenen Ventile unter realistischen Bedingungen geprüft wurde und Aussagen über deren Verschleißfestigkeit getroffen werden konnten.

5.5.1 Werkstoffeigenschaften

Um die Qualität der Gußteile zu beurteilen, wurden zunächst Legierungszusammensetzung und Werkstoffeigenschaften kontrolliert. Hierfür wurden 21 Versuche mit unterschiedlichen Betriebsparametern der Gießanlage verwendet. Die Versuche wurden mit Aufbauschmelzen der GE- und der MPI-Legierung durchgeführt.

Die chemische Analyse beweist hier exemplarisch für die GE-Legierung eine sehr gute Reproduzierbarkeit bei den einzelnen Abgüssen (Tabelle 5.5). Die Abweichungen von der Sollegierung liegen alle im zulässigen Bereich. Für die MPI-Legierung werden ebenfalls sehr gute Ergebnisse erzielt. Damit hat der KIT seine Eignung zum Erstellen einer Aufbauschmelze mit definierter chemischer Zusammensetzung unter Beweis gestellt. Die erzielten Ergebnisse genügen den Anforderungen einer Serienproduktion mit deren hohen Qualitätsansprüchen an die Gußteile.

Im Längsschnitt des Ventils sind am Schaftende im Gußzustand (as-cast) Mikroporen zu erkennen, die auf ein zu schnelles Erstarren der Schmelze und eine mangelhafte Nachspeisung zurückzuführen sind [74]. Teller und tellernaher Schaftbereich sind praktisch lunkerfrei. Die Poren liegen nahezu alle auf der Achse in der neutralen Faser des Ventilschaftes [30]. Um die sichtbaren Poren zu

³ Die Durchführung sowie die Auswertung der werkstofflichen Untersuchungen und der motorischen Tests wurde von den Projektpartnern ALD, ACCESS E. V., MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR EISENFORSCHUNG GMBH (MPI) und TRW DEUTSCHLAND GMBH (TRW) vorgenommen.

Tabelle 5.5: Legierungszusammensetzung und Gasgehalt der GE-Abgüsse (Nr. 10–21) [73]

Nr.	Ti at-%	Al at-%	Cr at-%	Nb at-%	H ppm	O ppm	N ppm
Soll	49,00	47,00	2,00	2,00	< 40	< 1200	< 110
10	48,51	47,70	2,03	1,93	26	900	90
11	49,16	46,56	2,03	1,93	27	1000	100
12	49,16	46,56	2,03	1,93	31	1000	100
13	48,67	47,42	2,03	1,98	30	1000	100
14	48,47	47,42	2,03	1,98	32	1000	100
15	49,20	46,42	2,03	1,95	26	850	100
16	48,82	47,17	1,98	1,95	33	1100	100
17	48,96	46,85	1,96	1,93	35	1100	100
18	49,20	46,42	2,03	1,93	35	1100	100
19	48,55	47,65	2,03	1,93	37	1100	100
20	48,63	47,50	2,03	1,93	38	1200	100
21	48,55	47,50	2,10	1,97	27	700	150

schließen, wurden einige Ventile einer hot-isostatic-pressing-Behandlung (HIP) unterzogen, mit der sich die Poren komplett schließen ließen. Bei einer Serienfertigung ist allerdings ein lunkerfreier Ventilrohling anzustreben, da der HIP-Prozeß zu erheblichen Mehrkosten führt.

Tabelle 5.6: Mechanische Eigenschaften und Anforderungen der TiAl-Ventile für die GE- und die MPI-Legierung im as-cast-Zustand [73, 77]

Eigenschaft		Anforderung	MPI-Leg.	GE-Leg.
Zugfestigkeit R_m	MPa	≥ 500	733	803
Dehngrenze $R_{p0,2}$	MPa	≥ 350	545	591
thermischer Ausdehnungskoeffizient β	$10^{-6} \cdot 1/K$	≤ 25	11,7	12,5
Bruchdehnung e	%	≥ 1	1,12	1,53
Spannungsintensitätsfaktor K_{1c}	$MPa\sqrt{m}$	≥ 15	25,5	23,1

Die mechanische Festigkeit der Ventilschäfte wurde im Zugversuch am MPI ermittelt (Tabelle 5.6). Trotz der Poren im Schaft liegen die Werte oberhalb der im Lastenheft festgelegten Sollwerte. Auch die Duktilität der beiden Legierungen weist hervorragende Werte auf. Bruchdehnung und Dehngrenze liegen oberhalb der spezifizierten Daten.

Neben der Festigkeit wurde auch die Rißzähigkeit im 4-Punkt-Biegeversuch bestimmt. Als Bewertungskriterium dient der K_{1c} -Wert. Trotz der vorhandenen Defekte weisen die Proben relativ

hohe K_{1C} -Werte auf. Die MPI-Legierung erreicht dabei im Mittel einen etwas höheren Wert als die GE-Legierung. Bezüglich der untersuchten Materialeigenschaften läßt sich damit feststellen, daß die gegossenen Ventile eine sehr gute Eignung für den Einsatz im Motor aufweisen. Die auf der Schaftachse auftretenden Poren sind aber im Zuge noch notwendiger Optimierungsmaßnahmen zu eliminieren.

5.5.2 Motorische Tests

Um die Eignung der gegossenen TiAl-Ventile für den Einsatz im Kraftfahrzeug nachzuweisen, wurden Verschleißuntersuchungen der endbearbeiteten Ventile bei TRW am Motorenprüfstand durchgeführt [76]. Für den Test wurde ein Motor des Typs M44/B19 der Firma BMW verwendet (Tabelle 5.7). Die hierbei getesteten Ventile wurden mit Betriebsparametern nach erfolgter Optimierung des Verfahrens bezüglich Vorheizen der Kokille, Legierungsaufbau und Prozeßablauf gegossen.

Tabelle 5.7: Charakteristische Betriebsgrößen des Versuchsmotors für den 500 h-Testlauf am Prüfstand [73, 77, 76]

Bezeichnung	BMW M44/B19
Zylinder	4
Ventile	16
Hubraum	1,9 l
max. Leistung bei 6000 1/min	103 kW
max. Drehmoment bei 4300 1/min	180 Nm
max. Abgastemperatur	970 °C

Für den abschließenden Motortest wurden alle Auslaßventile des Motors durch TiAl- Ventile im as-cast-Zustand ersetzt. Die HIP-Variante steht für einen großtechnischen Einsatz aus Kostengründen kaum zur Diskussion, so daß auf diese bei der motorischen Prüfung verzichtet wurde. Als Einlaßventile wurden für den Testmotor Standardserientventile verwendet. Die Laufzeit der Ventile auf dem Motorenprüfstand betrug 500 h unter Vollast. Diese Belastung entspricht der eines Motors bei Normalbetrieb während seiner gesamten Lebensdauer [73, 76]. Während des Testlaufes wurden Abgastemperaturen von bis zu 970 °C und Ventilttemperaturen an der Auslaßseite von etwa 750 °C erreicht. Dabei wurde der Motor zeitweise mit einem stöchiometrischen Luft/Kraftstoffverhältnis von $\lambda = 1$ gefahren. Alle Ventile absolvierten den Test erfolgreich und wiesen nach der Demontage keinen sichtbaren Materialabtrag auf (Bild 5.12). Sowohl der Schaft- als auch der Schaftführungsverschleiß lagen im normalen Bereich. Auch der Verschleiß des Sitzes wies keine unzulässig hohen Werte auf.

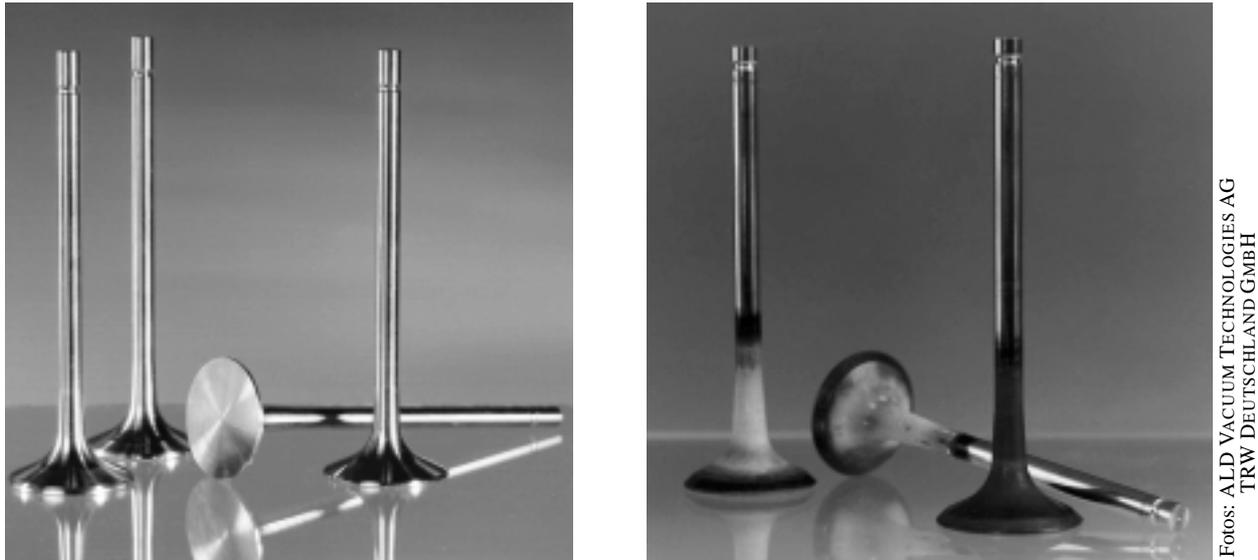


Abbildung 5.12: Endbearbeitete TiAl-Ventile vor (links) und nach (rechts) dem 500 h-Testlauf im BMW-Motor M44/B19 [77]

Insgesamt zeigten alle Ventile nach dem Motortest einen sehr guten Erhaltungszustand und bewiesen damit die prinzipielle Eignung des Gießverfahrens zur Herstellung von TiAl-Ventilen für Serienmotoren. Für einen großtechnischen Einsatz wird aber eine noch höhere Prozeßsicherheit benötigt. Insbesondere die im Ventil vorhandenen Lunker müssen durch eine Optimierung des Vorheizens der Kokille vermieden werden. Auch die Dauerfestigkeit der Ventile, die aufgrund der beschränkten zur Verfügung stehenden Ventilanzahl, bisher nur an wenigen Proben überprüft wurde, bedarf noch einer statistischen Absicherung mit einer größeren Anzahl an Schwingungsversuchen. Abschließend läßt sich feststellen, daß das entwickelte Verfahren das Potential für eine Massenfertigung von TiAl-Ventilen hat. Für die notwendige Optimierung des Prozesses zur Realisierung einer Serienfertigung konnten an der am EWH installierten Anlage wichtige Daten gewonnen werden.

6 Schlußbetrachtung und Ausblick

Aus den in den Kapiteln 4 und 5 beschriebenen Untersuchungen lassen sich praxisnahe Optimierungsvorschläge für den Schmelzbetrieb des KITs und das Gießverfahrens ableiten, die im folgenden zusammengefaßt werden. Ergänzend werden in diesem Abschnitt einige offene Fragestellungen erläutert, die im Rahmen weiterführender Untersuchungen geklärt werden können.

6.1 Konstruktive Gestaltung und Betriebsparameter beim Schmelzen

Für eine hohe Überhitzung der Schmelze, die die Qualität der Gußteile positiv beeinflusst, ist eine möglichst große Schmelzenmasse im Tiegel zu empfehlen. Eine Absenkung der Frequenz wirkt sich ebenfalls vorteilhaft auf die Schmelzentemperatur aus. Inwieweit sich hieraus instabile Zustände im Schmelzbetrieb ergeben, ist durch experimentelle Untersuchungen zu prüfen. An der am EWH verwendeten Anlage konnten im nutzbaren Frequenzbereich von 8 kHz bis 11 kHz keine derartigen Effekte beobachtet werden. Die in Ausnahmefällen bei extrem hohen Füllständen beim Stellen der Leistung beobachteten Gravitationswellen auf der Schmelzenoberfläche sind durch eine moderate Leistungsänderung zu verhindern.

Zur Senkung des Energiebedarfs beim Schmelzprozeß ist eine möglichst kurze Schmelzdauer anzustreben. Die gemessenen thermischen Zeitkonstanten des Systems liegen unterhalb einer Minute, so daß sich der stationäre Zustand innerhalb kurzer Zeit einstellt. Eine längere Haltezeit nachdem die Charge in den schmelzflüssigen Zustand übergegangen ist, steigert die Überhitzung nicht. Für ein sicheres Einschmelzen der gesamten Charge ist die stufenweise Erhöhung der Leistung vorteilhaft.

Die Kühlung des Tiegelbodens kann verbessert werden, wenn die Außenwand des Bodenbereiches in radialer Richtung nach außen verschoben wird. Dies senkt die Temperatur der kritischen Außenkante des Bodens deutlich ab. Um den Druckabfall im Tiegel zu senken, können in Bereichen mit starken Richtungsänderungen bei der Auslegung der Kühlkanäle Phasen vorgesehen werden. Die Pumpenleistung für den notwendigen Kühlwasserdurchfluß kann dadurch reduziert werden.

Der aufgrund praktischer Notwendigkeit eingesetzte achteckige Tiegel führte teilweise zu nicht axialsymmetrischen Badkuppen, die in einigen Fällen relativ dicke Bodenskulls zur Folge hatten. Eine Erhöhung der Segmentanzahl kann diesen Effekt vermeiden. Bei Tiegeln dieser Art können 3D-Effekte bei den beschreibenden Feldgrößen nicht sicher ausgeschlossen werden, so daß für eine detailliertere Untersuchung die Entwicklung eines 3D-Modells für das EM- und HD/T-Feld sinnvoll ist. Dabei ist zu prüfen, ob die in der Schmelze wirksamen EM-Kräfte durch den geschlitzten Kupfertiegel eine dreidimensionale Struktur aufweisen und zu einem nicht axialsymmetrischen

Geschwindigkeitsfeld im Fluid führen können.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Strömungsmessungen liefern wichtige Hinweise zur prinzipiellen Strömungsstruktur im KIT. Für eine weiterreichende Analyse, insbesondere die Betrachtung der charakteristischen Turbulenz, ist die Messung des gesamten Strömungsfeldes wünschenswert. Zur Realisierung eines solchen physikalischen Modells müssen jedoch andere Modellschmelzen gefunden oder widerstandsfähige Meßsonden entwickelt werden, welche die Messung in einem Schmelzengebiet mit ausgeprägter freier Oberfläche ermöglichen.

Das entwickelte Modell zur Bestimmung der Skullkontur beruht auf der vereinfachten Annahme eines rein diffusiven Wärmetransportes innerhalb der Schmelze. Zur genaueren Analyse bedarf es eines mathematischen Modells, das auch die Kopplung des Skulls mit dem HD/T-Feld der Schmelze berücksichtigt. Dies ist ein komplizierter aber auch wichtiger Schritt zum weiteren Verständnis der physikalischen Vorgänge im KIT bei der Bildung der Phasengrenze zwischen Skull und Schmelze. Bei einer Optimierung der Skullkontur mit einem gezielten Design des Tiegels könnte ein solches Modell wertvolle Hilfe leisten.

Die im Rahmen von [44] durchgeführte Reduzierung der Rechenzeit von mehreren Stunden auf wenige Minuten bei der Bestimmung der 2D-Badkuppe und die ständig fortschreitende Entwicklung der Computer ermöglichen auch den Einsatz mathematischer Optimierungsalgorithmen. Mit der Charakterisierung wesentlicher Einflußparameter und der Definition geeigneter Zielfunktionen, die auf der Basis der vorliegenden Arbeiten geschehen können, kann mit dieser Methode gezielt ein optimiertes Tiegeldesign bezüglich des EM-Feldes gefunden werden.

Bei der Analyse der thermischen Phänomene kann auch ein integrales Modell für die Betrachtung aller im System fließenden Wärmeströme hilfreich sein. Eine Einbindung des allein für den KIT entwickelten thermischen Modells in ein Gesamtmodell, das die gekühlten Wände des Tiegels und des Kessels beinhaltet, führt zu einem weiteren Verständnis der Wärmeübertragungsmechanismen im System und könnte für eine Maximierung der Schmelzenüberhitzung erfolgreich eingesetzt werden. Wertvolle Stützpunkte kann dabei die Messung der thermischen Verluste der Schmelze liefern. Hierfür muß jedoch ein Tiegel mit getrennten Kühlkreisläufen von Tiegelwand und -boden verwendet werden, der die derzeitige Kumulation der thermischen Verluste aufhebt. Auch die Messung der Strahlungsverluste der Schmelze wäre eine sinnvolle Ergänzung des vorliegenden Datenmaterials.

Für den industriellen Einsatz ist neben der Analyse parasitärer Effekte, wie beispielsweise Potentialprobleme des Tiegels, elektrische Überschläge zwischen den Palisaden o.ä., auch die Standzeit des Tiegels und die maximal realisierbare Tiegelgröße für größere Schmelzenmassen im Grenzleistungsbereich interessant.

6.2 Optimierung des Gießverfahrens

Bei der Analyse des Gießverfahrens für TiAl-Automobilventile wurde festgestellt, daß das Vorheizen der Kokille einen wesentlichen Einfluß auf die Qualität des Gußteils hat. Für einen erfolgreichen Abguß lassen sich hier weitere Optimierungspotentiale ausschöpfen. Eine erfolgreiche Umsetzung des betrachteten Gießkonzeptes in einen effizienten Prozeß in der industriellen Anwendung bedarf weiterer experimenteller Untersuchungen.

Die in der Versuchsanlage gegossenen Ventile weisen bereits hervorragende Eigenschaften bezüglich ihrer Eignung für einen Einsatz im Motor auf. Für die qualitative Beurteilung der Gußteile müssen aber zusätzliche Untersuchungen durchgeführt werden. Insbesondere die Dauerfestigkeit der Ventile bedarf noch einer statistischen Absicherung, da an die Serienfertigung ein sehr hoher Qualitätsanspruch gestellt wird. Im Rahmen der Qualitätssicherung muß ein hoher Grad an Betriebsicherheit und Reproduzierbarkeit beim Schmelz- und Gießprozeß erreicht werden.

Zur Ausschöpfung des großen Potentials des Herstellungsverfahrens für Bauteile aus TiAl ist auch das Gießen anderer Produkte zu prüfen. Gelingt die Übertragung des Verfahrens auch auf andere thermisch hochbelastete Bauteile, wie Pleuel, Kolbenbolzen und Turboladerräder im Automobilbereich oder Turbinenschaufeln für die Luftfahrtindustrie bzw. auch auf andere Werkstoffe, ermöglicht die entwickelte Technologie einen Durchbruch bei der Nutzung innovativer Materialien in vielen Industriezweigen.

7 Zusammenfassung

Die Auslegungsrichtlinien für Kaltwand-Induktions-Tiegelöfen (KIT) basieren derzeit weitgehend auf empirischen Untersuchungen. Die komplizierten physikalischen Phänomene im KIT verlangen aber nach einer umfassenden Analyse zur Wirkung der zahlreichen Einflußparameter. Erst die Kenntnis dieser Zusammenhänge ermöglicht die gezielte Auslegung für einen optimierten effizienten Betrieb dieses Ofentyps.

Im Mittelpunkt der vorliegenden Arbeit stand daher die meßtechnische Untersuchung des Einflusses wesentlicher Betriebs- und Konstruktionsparameter des KITs auf die Höhe der maximal erreichbaren Überhitzungstemperatur und die energetische Effizienz des Schmelzprozesses. Neben den meßtechnischen Untersuchungen wurden mathematische Modelle entwickelt, mit deren Hilfe die Parameteranalysen fundiert wurden. Die experimentellen Untersuchungen des Schmelzprozesses wurden an einer Anlage zum Gießen von TiAl-Automobilventilen im EWH durchgeführt. Anhand der erhaltenen Meßdaten erfolgte zudem eine Analyse des Gießverfahrens selbst.

Die durchgeführten Messungen und Berechnungen der Schmelzentemperatur liefern Hinweise zur Erhöhung der maximalen Überhitzung. Die erstmals im KIT gemessenen Temperaturfelder zeigen einen Bereich höherer Temperatur am Tiegelrand in der Nähe des Ablösepunktes, der durch die hier konzentrierten Wärmequellen verursacht wird. Im Zentrum der Schmelze liegt eine weitgehend homogene Temperaturverteilung vor. Die zeitlichen Pulsationen der Schmelzentemperatur sind in Skullnähe erheblich größer als im Zentrum der Schmelze. Aus der Betrachtung instationärer Vorgänge bei der Schmelzentemperatur konnten wichtige Hinweise für einen energieeffizienten und damit wirtschaftlichen Schmelzbetrieb abgeleitet werden.

Die Untersuchung der elektrischen Betriebsgrößen liefert Aussagen zur Impedanz und zum elektrischen Wirkungsgrad des KITs. Aufgrund der Ausbildung der Badkuppe treten Nichtlinearitäten im Verhalten der elektromagnetischen Größen auf, die detailliert diskutiert wurden. Dabei wurden erstmals auch Badkuppenkonturen für TiAl meßtechnisch ermittelt, die der Verifikation eines mathematischen Modells dienen.

Mit einem zugeschnittenen mathematischen Modell und experimentellen Untersuchungen wurde die Dicke des Bodenskulls in Abhängigkeit der wesentlichen Betriebsparameter untersucht. Es zeigt sich, daß die Phasengrenze allein von der in die Schmelze eingebrachten Leistung und der Temperatur des Tiegelbodens bestimmt wird.

Zur Analyse des Tiegelkühlsystems wurde ein mathematisches Modell entwickelt und mit Messungen verifiziert. Auf der Basis von Simulationsrechnungen konnten Beeinflussungsmöglichkeiten der Temperaturverteilung aufgezeigt werden. Zudem wurden wichtige Optimierungsvorschläge bezüglich einer Minderung des Druckabfalls im Kühlkanal und einer Reduzierung der im Tiegel

auftretenden Temperaturen erarbeitet, so daß ein sicherer Betrieb des Kupfertiegels gewährleistet ist.

Erstmals wurde die Schmelzenströmung im KIT meßtechnisch bestimmt. Demnach ist die mittlere Strömungsgeschwindigkeit auf der Tiegelachse nahezu unabhängig von der eingepägten Leistung. Anhand einer analytischen Abschätzung konnte dieses Ergebnis physikalisch erläutert werden. Aus den gemessenen Größen der Temperatur und der Strömungsgeschwindigkeit sind Kenngrößen zur Beschreibung der Turbulenz abgeleitet worden, die als Eingangsgrößen für numerische Berechnungen verwendet werden können, um den KIT gezielt zu optimieren.

Die zahlreichen experimentellen Untersuchungen, bei denen auch Methoden der statistischen Versuchsplanung erfolgreich eingesetzt wurden, liefern wichtige Daten für ein weiteres Verständnis der physikalischen Zusammenhänge im KIT. Mit ihnen liegt zudem eine solide Basis für die Entwicklung und Verifikation numerischer Modelle zur Beschreibung des physikalischen Verhaltens des KITs vor.

Bei der Verfahrensanalyse des Gießprozesses wurden einige Optimierungsvorschläge erarbeitet, die zu einer erhöhten Reproduzierbarkeit bei der Qualität der Gußteile führen können. Schwerpunkte waren hierbei der Aufheiz- und Abkühlprozeß der Kokille, das Aufschmelzen der Charge sowie der Abguß der Schmelze. Die beim Gießen anfallenden Reste der Charge konnten als Rücklaufschrott erfolgreich wieder eingeschmolzen und für nachfolgende Abgüsse verwendet werden. Die an der Versuchsanlage am EWH gewonnen Meßdaten liefern wichtige Hinweise und belastbare Daten bezüglich der technischen und wirtschaftlichen Realisierbarkeit des Verfahrens und zeigen Optimierungspotentiale für eine erfolgreiche Umsetzung in der Industrie auf.

Die am EWH durchgeführten Untersuchungen belegen die hervorragende Eignung des KITs als Schmelzaggat für TiAl im Rahmen des beschriebenen Verfahrens zum Gießen von Automobilventilen. Der Prozeß weist insgesamt eine sehr gute Reproduzierbarkeit bezüglich der chemische Zusammensetzung der gegossenen Legierungen und der Reinheit der Gußteile auf. Die Ventile erfüllen alle an sie gestellten Anforderungen und absolvierten den abschließenden Motortest erfolgreich. Damit stellte das Gießverfahren sein großes Potential zur kostengünstigen Produktion von thermisch hochbelasteten Bauteilen aus Titanaluminiden unter Beweis.

Literatur

- [1] MÜHLBAUER, A. ; WESTPHAL, E. ; CHOUDHURY, A. ; BLUM, M.: *Neues Fertigungsverfahren für Automobilventile aus Titan-Aluminium-Legierungen*. elektrowärme int. 53 (1995) B1, B13–B17
- [2] GUGEL, E. ; WÖTTING, G.: *Ventile aus Siliciumnitrid-Keramik für den Kfz-Motor verfügbar*. VDI-Berichte 1235, Düsseldorf 1995, 209–219
- [3] WÖTTING, G. ; LEIMER, G. ; GUGEL, E.: *Werkstoffentwicklung und konstruktive Anwendungen von Siliciumnitrid-Hochleistungskeramik*. VDI-Berichte 1276, Düsseldorf 1995, 89–103
- [4] NAZMY, M. ; NOSEEDA, M. ; STAUBLI, M. ; PHILLIPSEN, B.: *Processing, Microstructural Design and Properties of γ -Titanium Aluminides for Industrial Applications*. Processing and Design Issues in High Temperature Materials, The Minerals, Metals & Materials Soc. 1997, 159–167
- [5] ZWICKER, U.: *Titan und Titanlegierungen*. Springer Verlag, Berlin 1974
- [6] KIM, Y.-W.: *Gamma Titanium Aluminides: Their Status in Future*. JOM 47 (1995) 6, 39–41
- [7] BOYER, R. R.: *R&D and Applications Developments in the Titanium Industry*. Proc. of 8th World Conf. Titanium '95: Science and Technology, The Institute of Materials, Birmingham 1995, 41–50
- [8] CLEMENS, H ; N., Eberhardt ; GLATZ, W. ; KNABL, W. ; KESTLER, H: *Technology, Properties and Applications of Intermetallic γ -TiAl-Alloys*. Z. Metallk. 90 (1999) 8, 569–580
- [9] MONTGOMERY, J. S. ; WELLS, M. G. H. ; ROOPCHAND, B. ; OGILVY, J. W.: *Low-Cost Titanium Armors for Combat Vehicles*. JOM 49 (1997) 5, 45–47
- [10] GREGORY, J. K.: *Titanlegierungen für die Meerestechnik*. Metall 44 (1990) 6, 540–545
- [11] CHESTER, S. ; FROES, F. H.: *Advanced Materials in Golf Clubs: The Titanium Phenomenon*. JOM 49 (1997) 5, 35–37
- [12] BARTOLOTTA, P. ; BARRET, J. ; KELLY, T. ; SMASHEY, R.: *The Use of Cast Ti-48Al-2Cr-2Nb in Jet Engines*. JOM 49 (1997) 5, 48–50
- [13] DOWLING JR., W. E. ; DONLON, W. T. ; ALLISON, J. E.: *Development of TiAl-based Automotive Engine Valves*. Proc. of Int. Symp. High-temperature ordered Intermetallic Alloys 2, Materials Research Society, Boston 1995, 757–767
- [14] NODA, T.: *Application of cast gamma TiAl for automobiles*. Intermetallics 6 (1998), 709–713

- [15] HARTFIELD-WÜNSCH, S. ; SPERLING, A. A. ; MORRISON, R. S. ; DOWLING JR., W. E. ; ALLISON, E.: *Titanium Aluminide Automotive Engine Valves*. Gamma Titanium Aluminides, The Minerals, Metals & Materials Soc., Las Vegas 1995, 41–52
- [16] EBERHARDT, N. ; LORICH, A. ; JÖRG, R. ; KESTLER, H. ; KNABL, W. ; KÖCK, W. ; BAUR, H. ; JOOS, R. ; CLEMENS, H.: *Pulvermetallurgische Herstellung und Charakterisierung von Formkörpern einer intermetallischen Ti-46.5Al-4(Cr,Nb,Ta,B)-Legierung*. Z. Metallk. 89 (1998) 11, 772–778
- [17] EYLON, D. ; KELLER, M. M. ; JONES, P. E.: *Development of permanent-mold cast TiAl automotive valves*. Intermetallics 6 (1998), 703–708
- [18] HURTA, S. ; CLEMENS, H. ; FROMMEYER, G. ; NICOLAI, H. P. ; SIBUM, H.: *Valves of Intermetallic γ -TiAl-Alloys: Processing and Properties*. Proc. of 8th World Conf. Titanium '95: Science and Technology, The Institute of Materials, Birmingham 1995, 97–104
- [19] JONES, P. E. ; PORTER III, W. J. ; KELLER, M. M. ; EYLON, D.: *Microstructure, Process and Tensile Property Relationships in an Investment Cast Near- γ TiAl Alloy*. Proc. of 3rd Int. SAMPE Conf., Ohio 1992, M146–M157
- [20] KNIPPSCHEER, S. ; FROMMEYER, G.: *Struktur und Eigenschaften der intermetallischen Leichtbaulegierung TiAl(Cr, Mo, Si) für Motorenkomponenten*. Tagungsbericht Werkstoffwoche 1998, Bd. II: Werkstoffe für die Verkehrstechnik, Deutsche Gesellschaft für Materialkunde, Weinheim 1999, 109–114
- [21] SHERMAN, A. M. ; SOMMER, C. J. ; FROES, F. H.: *The Use of Titanium in Production Automobiles: Potential and Challenges*. JOM 49 (1997), 38–41
- [22] MÜLLER, R. ; WEINTZ, R.: *Ventilwerkstoffe für Verbrennungsmotoren*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 29 (1998) 3, 97–130
- [23] BLUM, M. ; CHOUDHURY, A. ; DÖRR, H. ; JARCZYK, G. ; PLEIER, S. ; SCHOLZ, H.: *Permanentschmelz-Verfahren zur Herstellung von TiAl-Ventilen*. ALD Vacuum Technologies AG, bmb+f Abschlußbericht 03N3016A, Erlensee 2000
- [24] CHOUDHURY, A. ; BLUM, M. ; SCHOLZ, H. ; BUSSE, P.: *Economical Production of Titanium-Aluminide Valves using Cold Crucible Induction Melting and Centrifugal Casting in a Permanent Mold*. Proc. of Int. Symp. Liquid Metall Processing and Casting, Santa Fe 1997, 226–236
- [25] WESTPHAL, E. ; MUIŽNIEKS, A. ; MÜHLBAUER, A.: *Modellierung des elektromagnetischen Feldes in Induktionsöfen mit einem dickwandigen metallischen Tiegel*. elektrowärme int. 43 (1992) B3, B286–B294

- [26] WESTPHAL, E.: *Elektromagnetisches und thermisches Verhalten des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens*. Dissertation, Universität Hannover 1996. VDI-Verlag, Düsseldorf 1996
- [27] CHA, P.-R. ; HWANG, Y.-S. ; OH, Y.-J. ; CHUNG, S.H. ; YOON, J.-K.: *Numerical Analysis on Cold Crucible Using 3D H- ω Method and Finite Volume Method with Non-staggered BFC Grid System*. ISIJ International 36 (1996) 9, 1157–1165
- [28] BLOCK, F. R. ; GAILITIS, K. ; HÖFFER, K.: *Eddy Current Calculations in a Segmented Cold Crucible*. Magnetohydrodynamics 33 (1997) 2, 116–125
- [29] N. N.: *Dokumentation Vakuum-Induktionsofen Leicomelt 2 TP*. ALD Vacuum Technologies GmbH, Erlensee 1998
- [30] CHOUDHURY, A. ; BLUM, M. ; SCHOLZ, H. ; JARZCYK, G. ; BUSSE, P.: *Quality Assessment of Centrifugally Cast Titanium-Aluminide Automotive Valves in a Permanent Mold*. Proc. of Int. Symp. Liquid Metall Processing and Casting, Santa Fe 1999, 244-255
- [31] N. N.: *Elektrische Dokumentation TIC-Umrichter 10K300-2197 – Beschreibung und Bedienung*. EMA Elektro-Maschinen Schultze GmbH & Co. KG, Induktionserwärmungsanlagen, Hirschhorn 1996
- [32] LANDOLT, H. ; BÖRNSTEIN, R.: *Zahlenwerte und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik*. 6. Aufl., Bd. IV. Springer-Verlag, Berlin 1965
- [33] N. N.: *Induktive Erwärmung - Physikalische Stoffeigenschaften der reinen Metalle*. VDI-Richtlinie 3128, Blatt 2, Düsseldorf 1977
- [34] BAAKE, E.: *Grenzleistung- und Aufkohlungsverhalten von Induktions-Tiegelöfen*. Dissertation, Universität Hannover 1993. VDI-Verlag, Düsseldorf 1994
- [35] BAEHR, H. D. ; STEPHAN, K.: *Wärme- und Stoffübertragung*. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg 1994
- [36] N. N.: *Distributed Measurement with the Isolated Pod*. Schlumberger, Hampshire 1985
- [37] MÜHLBAUER, A. ; BERNIER, F. ; VOGT, M.: *Schaffung der theoretischen Grundlagen für die industrielle Nutzung der KIT-Technologie*. Institut für Elektrowärme der Universität Hannover, bmb+f Abschlußbericht 03N3016F, Hannover 1999
- [38] N. N.: *Bedienungsanleitung PZ1x–PZ5x*. Vers. 2. Keller GmbH, Ibbenbüren-Laggenbeck 1997
- [39] DAMMANN, J. A.: *Objektorientierte Entwicklung einer Software zur Messung und Analyse von Temperaturfeldern in Metallschmelzen*. Diplomarbeit, Institut für Elektrowärme, Universität Hannover 2000

- [40] PROFOS, P. ; PFEIFER, T. (HRSG.): *Handbuch der industriellen Meßtechnik*. 6. überarb. Aufl. Oldenbourg, München 1994
- [41] FUJISAKI, K. ; UYAMA, T.: *Magnetohydrodynamic Calculation for Free Surfaces*. J. of Appl. Physics 83 (1998) 11, 6356–6358
- [42] BOJAREVICS, V. ; PERICLEOUS, K. ; CROSS, M.: *Modelling Turbulent Flow Dynamics in AC Magnetic Field*. Proc. of 3rd. Int. Symp. Electromagnetic Processing of Materials, Nagoya 2000, 289–294
- [43] EGGERS, A.: *Untersuchungen der Schmelzenströmung und des Wärmetransportes im Induktions-Rinnenofen*. Dissertation, Universität Hannover 1993. VDI-Verlag, Düsseldorf 1993
- [44] BERNIER, F.: *Optimierung des thermischen Verhaltens beim Schmelzen metallischer Werkstoffe im Kaltwand-Induktions-Tiegelofen*. Dissertation, Universität Hannover 2001. vorausstl. VDI-Verlag, Düsseldorf 2001
- [45] ERDMANN, W. ; MÜHLBAUER, A.: *Praxisnahe Berechnung des elektrischen und magnetohydrodynamischen Verhaltens von Induktions-Tiegelöfen*. elektrowärme int. 43 (1985) B6, B270–B277
- [46] N. N.: *CFD-ACE Theory Manual — Vers. 4.0*. CFD-ACE Research Corporation, Huntsville 1998
- [47] N. N.: *Ansys Analysis Guides, Release 5.5*. 3. Ed. Ansys Inc., Canonsburg 1998
- [48] BEERMANN, R.: *Numerische Simulation des Wärmeübergangs im Kühlkanal eines Kaltwand-Induktions-Tiegelofens*. Diplomarbeit, Institut für Elektrowärme, Universität Hannover 1999
- [49] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE (HRSG.): *VDI-Wärmeatlas*. 7. Aufl. VDI-Verlag, Düsseldorf 1994
- [50] FISHER, R. A.: *The design of experiments*. 8. Aufl. Oliver and Boyd, London, Edinburgh 1966
- [51] SCHEFFLER, E.: *Statistische Versuchsplanung und -auswertung*. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart 1997
- [52] SCHMITT, L.: *Qualitätsmethoden in der Antriebsentwicklung bei BMW*. Automobiltechnische Zeitschrift 97 (1995), 634–643
- [53] JOHANNSEN, J. ; SCHMITT, L.: *Rechnergestützte statistische Versuchsmethodik in der Antriebsentwicklung von BMW*. VDI Berichte Nr. 1189, VDI Verlag 1995, 209–222

- [54] HOECHST AG (HRSG.): *Qualität bei Hoechst - Statistische Versuchsplanung*. Firmenbrochure, Hoechst Aktiengesellschaft, Frankfurt 1993
- [55] FAHRMEIER, L. ; KÜNSTLER, R. ; PIGEOT, I. ; TUTZ, G.: *Statistik - Der Weg zur Datenanalyse*. Springer-Verlag, Berlin u. a. 1997
- [56] SOFTWARE, SAS/QC: *Usage and Reference*. SAS Institute Inc., Cary 1990
- [57] SOFTWARE, SAS/QC: *ADX Menu System for Design of Experiments, Vers. 6. 1. Ed.* SAS Institute Inc., Cary 1990
- [58] SOFTWARE, SAS/QC: *SAS/STAT Users's Guide, Vers. 6. 4. Ed.* SAS Institute Inc., Cary 1990
- [59] PETERSEN, H.: *Selektion von statistischen Versuchsplänen, Modifizierte D-Optimal-Versuchspläne*. 1. Aufl. ecomed Verlagsgesellschaft mbH, Landsberg 1991
- [60] COOK, R. D. ; NACHTSHEIM, C. J.: *A comparison of algorithms for constructing exact D-optimal designs*. Technometrics 22 (1980), 315–324
- [61] MITCHELL, T. J.: *Computer construction of D-optimal first-order designs*. Technometrics 16 (1974), 211–220
- [62] MITCHELL, T. J.: *An algorithm for the construction of D-optimal experimental designs*. Technometrics 16 (1974), 203–210
- [63] DYKSTRA, O.: *The Augmentation of Experimental Data to Maximize $|X'X|$* . Technometrics 13 (1971), 682–688
- [64] BRÖNSTEIN, K. A.: *Taschenbuch der Mathematik*. Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig 1979
- [65] RASCH, D. ; HERRENDÖRFER, G. ; BOCK, J.: *Verfahrensbibliothek Versuchsplanung und -auswertung*. Deutscher Landwirtschaftsverlag, Berlin 1987
- [66] NEBEL, J.: *Optimierung des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens mit Methoden der Statistischen Versuchsplanung*. Diplomarbeit, Institut für Elektrowärme, Universität Hannover 1998
- [67] VOGT, M. ; BERNIER, F. ; MÜHLBAUER, A. ; MUIŽNIEKS, A. ; BLUM, M.: *Thermal Model of the Cold Crucible Process*. Proc. of Int. Conf. Electromagnetic Processing of Materials Vol. 1, Paris 1997, 389–394
- [68] RODI, W.: *Turbulence models and their applications in hydraulics - A state of the art review*. Habilitation, Universität Karlsruhe 1980

- [69] RATNIEKS, G. ; MUIŽNIEKS, A. ; BULIGINS, L. ; RAMING, G. ; MÜHLBAUER, A. ; LÜDGE, A. ; RIEMANN, H.: *Influence of the three dimensionality of the HF electromagnetic field on resistivity variations in Si single crystals during FZ growth.* J. Cryst. Growth 216 (2000), 204–219
- [70] LANDAU, L. D. ; LIFSCHITZ, E. M.: *Lehrbuch der theoretischen Physik, Bd. 6 - Hydrodynamik.* 3. Aufl. Akademie Verlag, Berlin 1957
- [71] BOHL, W.: *Technische Strömungslehre.* 7. Aufl. Vogel-Verlag, Würzburg 1986
- [72] VOGT, M. ; BAAKE, E. ; JOERN, K.-U. ; MÜHLBAUER, A. ; JARCZYK, G. ; CHOUDHURY, A.: *New Production Process for TiAl-Components based on Cold Crucible Technology.* Proc. of Int. Conf. Electromagnetic Processing of Materials Vol. 2, Paris 1997, 321–326
- [73] CHOUDHURY, A. ; BLUM, M. ; SCHOLZ, H. ; JARCZYK, G. ; BUSSE, P. ; FROMMEYER, G. ; KNIPPSCHEER, S.: *Properties of Low Cost TiAl Automotive Values Produced by Cold Wall Induction Melting and Permanent Mold Centrifugal Casting.* Proc. of Int. Symp. Gamma Titanium Aluminides, The Minerals, Metals & Materials Soc. (TMS), San Diego 1999, 35–39
- [74] FROMMEYER, G. ; KNIPPSCHEER, S.: *Untersuchung des Gefüges und der Eigenschaften von TiAl/Ti₃Al-Gußlegierungen für Motorenkomponenten.* Max-Planck-Institut für Eisenforschung GmbH, bmb+f Abschlußbericht 03N3016H, Düsseldorf 2000
- [75] MÜHLBAUER, A. ; BAAKE, E. ; MUIŽNIEKS, A. ; VOGT, M. ; JARCZYK, G.: *Schmelzen von Sonderwerkstoffen im Kaltwand-Induktions-Tiegelofen.* elektrowärme int. 55 (1997) B3, B86–B93
- [76] LAUDENBERG, H. J. ; SEGTROP, K.: *Permanentkokillengußprozeß für TiAl-Ventile, Teilprojekt: Bauteilauslegung, Bearbeitungsversuche, Motorische Bauteilprüfung.* TRW Deutschland GmbH, bmb+f Abschlußbericht 03N3016C9, Barsinghausen 2000
- [77] VOGT, M. ; BERNIER, F. ; MÜHLBAUER, A. ; BLUM, M. ; JARCZYK, G.: *Experimental Investigation of Temperature Field and Energy Flows in Induction Furnace with Cold Crucible and a practical Application of the Results.* Proc. of Int. Symp. Electromagnetic Processing of Materials, Nagoya 2000, 289–294

Lebenslauf

Persönliche Daten:

Name: Matthias Vogt
Geburtsdatum: 29.03.1970
Geburtsort: Hannover

Schulbildung:

07/1976–06/1980 Grundschule in Seelze
07/1980–06/1982 Orientierungsstufe in Seelze
07/1982–05/1989 Georg-Büchner-Gymnasium in Seelze/Letter

Wehrdienst:

06/1989–08/1990 Ableistung des Grundwehrdienstes in Munster

Studium:

10/1990–11/1995 Studium der Elektrotechnik an der Universität Hannover, Fachrichtung Energietechnik mit dem Schwerpunkt Elektrowärme
04/1995–06/1995 Wissenschaftliche Hilfskraft am Institut für Elektrowärme der Universität Hannover

Praktika:

06/1990–07/1990 Grundpraktikum bei der Riedel-de Haën AG, Seelze
09/1990–10/1990 Grundpraktikum bei der Riedel-de Haën AG, Seelze
02/1993–03/1993 Grund- und Fachpraktikum bei Wahl & Co., Garbsen
09/1993–10/1993 Fachpraktikum bei Wahl & Co., Garbsen
08/1994–10/1994 Fachpraktikum bei IBC-Solartechnik, Staffelstein
studienbegleitend Aushilfstätigkeiten bei Wahl & Co., Garbsen

Beruf:

01/96–12/2000 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrowärme der Universität Hannover
seit 01/2001 Robert Bosch GmbH, Geschäftsbereich Motorsteuerung Benzin