Elmar Wrona

Numerische Simulation des Erwärmungsprozesses für das induktive Randschichthärten komplexer Geometrien

Cuvillier Verlag Göttingen

Numerische Simulation des Erwärmungsprozesses für das induktive Randschichthärten komplexer Geometrien

Dem Fachbereich Elektrotechnik und Informationstechnik
der Universität Hannover

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

vorgelegte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Elmar Wrona
geboren am 15. Juli 1972 in Hannover

2005

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek
Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über http://dnb.ddb.de abrufbar.
1. Aufl. - Göttingen : Cuvillier, 2005
Zugl.: Hannover, Univ., Diss., 2005
ISBN 3-86537-396-8

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. Bernard Nacke
2. Referent: Prof. Dr.-Ing. Bernd Ponick
Tag der Promotion: 11. Januar 2005

© CUVILLIER VERLAG, Göttingen 2005
Nonnenstieg 8, 37075 Göttingen
Telefon: 0551-54724-0
Telefax: 0551-54724-21
www.cuvillier.de

Alle Rechte vorbehalten. Ohne ausdrückliche Genehmigung des Verlages ist es nicht gestattet, das Buch oder Teile daraus auf fotomechanischem Weg (Fotokopie, Mikrokopie) zu vervielfältigen.
1. Auflage, 2005
Gedruckt auf säurefreiem Papier

ISBN 3-86537-396-8

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrothermische Prozesstechnik der Universität Hannover.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernard Nacke, der mir als Leiter des Instituts für Elektrothermische Prozesstechnik die Durchführung dieser Arbeit auf dem Gebiet des induktiven Randschichthärtens ermöglichte. Durch seine Anregungen, Hinweise und Fragen hat er wesentlich zum Gelingen dieser Dissertation beigetragen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernd Ponick danke ich für sein Engagement bei der Übernahme des Korreferats. Des Weiteren gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Ernst Gockenbach für seinen Beitrag als Vorsitzender der Prüfungskommission.

Meinen ehemaligen Kollegen am Institut für Elektrothermische Prozesstechnik danke ich für die hervorragende Zusammenarbeit und kollegiale Atmosphäre, die mir stets in guter Erinnerung bleiben wird.

Den Firmen Eldec Schwenk Induction GmbH, Steremat Elektrowärme GmbH sowie dem Lehrstuhl für Maschinenelemente, Getriebe und Kraftfahrzeuge der Ruhr-Universität Bochum danke ich für die Unterstützung auf dem Gebiet des experimentellen induktiven Randschichthärtens.

Meiner Familie, insbesondere meinen Eltern, danke ich für die Ermöglichung meines Ausbildungswegs. Mein besonderer Dank gilt meiner Freundin Karina Bartels, die durch ihre Rücksichtnahme und aktive Unterstützung zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat.

Kurzfassung

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines numerischen Simulationsmodells, das den Erwärmungsvorgang für das induktive Randschichthärten komplexer Geometrien erfolgreich berechnet. Mit Hilfe dieses Programmpaketes können Parameterstudien durchgeführt werden, um die Induktorgeometrie und die Härteparameter zu bestimmen. Gerade bei komplexen Werkstückgeometrien und Härteverläufen können in nennenswertem Umfang kostenintensive Versuchsreihen reduziert werden.

Das numerische Simulationsmodell basiert auf der kommerziellen FEM-Software ANSYS. Es erlaubt die Berechnung transienter dreidimensionaler induktiver Erwärmungsvorgänge. Das elektromagnetische und thermische Feld sind gekoppelt. Des Weiteren sind alle Materialdaten temperaturabhängig implementiert. Für axialsymmetrische Anordnungen ist eine Werkstückrotation möglich. Zusätzlich können Erwärmungsvorgänge mit der sogenannten SDF-Technik, bei der simultan mit einer Hoch- (HF) und einer Mittelfrequenz (MF) gearbeitet wird, simuliert werden. Die innovative Technologie hat sich besonders beim konturnahen induktiven Randschichthärten bewährt.

Anhand eines Anwendungsfalles einer komplexen Werkstückgeometrie, dem induktiven Randschichthärten einer Schneckenwelle, wurde der Einfluss der Frequenz des Induktorstroms und der Erwärmungszeit auf die Temperaturverteilung untersucht. Bei der induktiven Erwärmung mit der SDF-Technik wurde ermittelt, welchen Einfluss die Anteile der HF- bzw. MF-Leistung auf die Temperaturverteilung besitzen.

Das numerische Simulationsmodell wurde in einem weiteren Schritt mit einem mathematischen Optimierungsalgorithmus gekoppelt. Es konnten automatische Optimierungen zur Bestimmung von Härteparametern durchgeführt werden, die zu einem möglichst homogenen Temperaturprofil auf der Schneckenzahnoberfläche führen.

Abschließend wird ein Vergleich zwischen dem numerisch berechneten Temperaturprofil am Ende der Erwärmung und dem experimentell ermittelten Härteverlauf durchgeführt. Das simulierte Temperatur- und das gemessene Härteprofil zeigen gute Übereinstimmungen. Das numerische Simulationsmodell konnte verifiziert werden.

Schlagworte: induktives Randschichthärten, numerische Simulation, Optimierung

Abstract

The subject of the present work is the development of a numerical simulation model, which successfully calculates the heating process for the induction surface hardening of complex geometries. It can be used for parameter studies to investigate the geometry of the inductor and the hardening parameters. Particularly with regard to complex workpiece geometries and hardening profiles a reduction of cost-intensive experimental hardening is considerable.

The numerical simulation model bases on the commercial FEM-software ANSYS. It enables the calculation of the transient threedimensional induction heating process. The electromagnetic and thermal field are coupled. Moreover, all material properties are included as temperature dependent. For axisymmetric configurations a rotation of the workpiece is realised. In addition to that the simulation of the heating processes with the so-called SDF-technique, which works simultaneously with a high (HF) and medium (MF) frequency, is possible. This technology is well proved for uniform induction surface hardening.

With regard to a specific application of a complex workpiece geometry, the induction surface hardening of a worm, the influence of the heating frequency and time on the temperature distribution was investigated. The influence of the ratio of HF- to MF-power on the temperature distribution was analysed for the SDF-technique.

Moreover, the numerical simulation model was coupled with a mathematical optimization algorithm. Automatic optimizations were used to investigate the hardening parameters, that lead to a homogeneous temperature profile on the surface of the worm.

Finally the calculated temperature profile at the end of the heating process and the experimental hardening profile were compared. The agreement of the simulated temperature distribution and the measured hardening pattern is very good. The numerical simulation model could be verified.

keywords: induction surface hardening, numerical simulation, optimization

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung **1**

2 Problemstellung und Zielsetzung **3**

3 Grundlagen des induktiven Randschichthärtens **7**

3.1 Prinzip des induktiven Randschichthärtens 7

3.2 Induktiver Erwärmungsvorgang 10

3.2.1 Elektromagnetisches Feld 10

3.2.2 Temperaturfeld 12

3.2.3 Kopplung der Felder 12

3.2.4 Elektromagnetische Eindringtiefe 12

3.3 Einfluss von Härteparametern 14

3.3.1 Frequenz des Induktorstroms 14

3.3.2 Erwärmungszeit und Generatorleistung 14

3.4 Wärmebehandlung von Eisenwerkstoffen 16

3.4.1 Materialkunde 16

3.4.2 Schaubilder zur Wärmebehandlung 17

3.5 Die SDF-Technik 21

3.5.1 Grundlagen 21

3.5.2 Energieversorgung 22

3.5.3 Frequenzspektrum 26

3.5.4 Leistungsumsetzung und elektromagnetische Eindringtiefe . . 29

4 Numerisches Simulationsmodell **33**

4.1 Simulationsanordnung 34

4.1.1 Vernetzung 35

4.2 Elektromagnetisches Modell 39

4.2.1 Elektromagnetische Randbedingungen 39

4.2.2 Elektrische Eingabegrößen 40

4.2.3 Lösungsansatz 43

4.3 Thermisches Modell 44

4.3.1 Thermische Eingabegrößen 44

4.3.2 Lösungsansatz 45

4.4 Gekoppeltes System 49
4.4.1 Simulationszyklus 49
4.4.2 Sequentielle Berechnung 50
4.4.3 Erwärmungsverlauf bei der SDF-Technik 51

5 Optimierung mittels numerischer Simulation 57
5.1 Einführung 57
5.2 Begriffsdefinitionen 59
5.2.1 Designvariablen 59
5.2.2 Zielfunktion 59
5.2.3 Restriktionen 60
5.2.4 Optimierungsverfahren 60
5.3 Konzept der Optimierung 62
5.4 Anwendungsbeispiel Getriebeschnecken 64
5.4.1 Ziel 64
5.4.2 Zielfunktionen 64
5.4.3 Designvariablen 66
5.4.4 Simulationsmodell 67

6 Simulationsergebnisse 70
6.1 Einfrequenz-Erwärmung 70
6.1.1 Einfluss der Frequenz 70
6.1.2 Einfluss der Erwärmungszeit 76
6.1.3 Optimierung 81
6.2 Zweifrequenz-Erwärmung 85
6.2.1 Einfluss der Anteile von HF- und MF-Leistung 85
6.2.2 Optimierung 88

7 Verifikation des Berechnungsmodells 94
7.1 SDF-Härtung ohne Vorerwärmung 94
7.2 SDF-Härtung mit Vorerwärmung 97

8 Ausblick 101

9 Zusammenfassung 103

Formelzeichen

Vektorielle Größen werden durch einen Pfeil $\vec{A}$ gekennzeichnet. Der Betrag aller harmonischen Größen ist der Effektivwert. Komplexe Größen werden unterstrichen $\underline{I}$.

Größe	Einheit	Bezeichnung
A	$\mathrm{Vs/m}$	magnetisches Vektorpotential
A	$\mathrm{m^2}$	Fläche
a	1	Faktor
B	$\mathrm{Vs/m^2}$	magnetische Flussdichte (Induktion)
b_1	m	Verzahnungslänge
c_p	$\mathrm{J/kgK}$	spezifische Wärmekapazität
C	$\mathrm{W/m^2K^4}$	Strahlungsaustauschkonstante
C_w	J/K	Wärmekapazität
d	m	Zahndicke
d_{a1}	m	Kopfkreisdurchmesser
E	V/m	elektrische Feldstärke
f	Hz	Frequenz
f_z	1	Zielfunktion
h	$\mathrm{J/m^3}$	spezifische Enthalpie
H	A/m	magnetische Feldstärke
L	m	Länge
m_x	m	Modul
Nu	1	Nusselt-Zahl
n	1	Anzahl
p	$\mathrm{W/m^3}$	Volumenleistungsdichte
P	W	Leistung
Pr	1	Prandtl-Zahl
R	Ω	elektrischer Wirkwiderstand
R_w	K/W	Wärmewiderstand
Re	1	Reynolds-Zahl
S	$\mathrm{A/m^2}$	elektrische Stromdichte
t	s	Zeit

Größe	Einheit	Bezeichnung
T	K	Temperatur
u	$^{m}/_{s}$	Geschwindigkeit
x	m	Koordinate
y	m	Koordinate
z	m	Koordinate
α	$^{W}/_{m^2K}$	Wärmeübergangskoeffizient
γ_m	$^{\circ}$	Mittensteigungswinkel
δ	m	elektromagnetische Eindringtiefe
ε	$^{F}/_{m}$	Permittivität
ε	1	Emissionsgrad
η	%	elektrischer Wirkungsgrad
ϑ	$^{\circ}$C	Temperatur
κ	$^{1}/_{\Omega m}$	elektrische Leitfähigkeit
λ	$^{W}/_{mK}$	Wärmeleitfähigkeit
μ	$^{Vs}/_{Am}$	Permeabilität
μ_0	$^{Vs}/_{Am}$	magnetische Feldkonstante
μ_r	1	relative Permeabilität
ρ	Ωm	spezifischer elektrischer Widerstand
ρ	$^{kg}/_{m^3}$	Dichte
τ	s	Zeitkonstante
Φ	W	Strahlungsleistung
φ	V	Potential
φ	1	Funktion
ω	Hz	Kreisfrequenz

Indizes

Basis	-	Zahnbasis
Beginn	-	Beginn
Ende	-	Ende
Grund	-	Zahngrund
HF	-	Hochfrequenz

i	-	Induktor
konv	-	Konvektionsanteil
L	-	charakteristische Länge
Luft	-	Luft
M	-	Modulationsfrequenz
max	-	maximal
MF	-	Mittelfrequenz
min	-	minimal
nutz	-	Nutzanteil
O	-	Oberfläche
res	-	resultierend
soll	-	Sollwert
Spitze	-	Zahnspitze
Str	-	Strahlungsanteil
T	-	Trägerfrequenz

1
Einleitung

Das induktive Randschichthärten ist ein langjährig in der Industrie angewendetes elektrothermisches Verfahren, das zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften von Bau- und Konstruktionsteilen aus Stahl, Stahlguss oder Gusseisen eingesetzt wird. Die wärmebehandelten Werkstücke weisen im Oberflächenbereich große Härten auf, besitzen im nicht gehärteten Kern jedoch eine Restduktilität, die bei stoßartigen Belastungen von großem Vorteil ist. Daraus resultieren zahlreiche Anwendungsgebiete im Automobilbereich, wie beispielweise bei Innenverzahnungen in Automatikgetrieben, die an der Oberfläche starkem Verschleiß unterliegen und große Kräfte übertragen müssen [1–4].

Der Härtevorgang ist in mehrere Teilschritte unterteilbar. Zunächst wird das Werkstück induktiv oberflächennah auf eine Temperatur oberhalb der Austenitisierungstemperatur erwärmt. Je nach Erwärmungsdauer, die beim Randschichthärten abhängig von der Einhärtetiefe und dem geforderten Härteprofil zwischen 0,2 und 2 Sekunden liegt, werden Temperaturen von 850 bis 950 °C erreicht. Unmittelbar nach der Erwärmungsphase folgt die Abschreckung an der Werkstückoberfläche mittels einer Kühlemulsion. Ist die erzielte Abkühlgeschwindigkeit hoch genug, wird das Austenitgefüge vollständig in widerstandsfähiges Martensit umgewandelt. Zur Reduzierung der Härte oder zur Verringerung der durch die großen Temperaturgradienten entstandenen thermischen Spannungen kann das gehärtete Werkstück auf einem niedrigen Temperaturniveau angelassen werden [5–8].

Das Verfahren des induktiven Randschichthärtens stellt hohe Anforderungen an das Werkstückmaterial und die Anlagentechnik. Aufgrund der sehr kurzen Erwärmungszeiten im Zehntel-Sekunden-Bereich, man spricht in diesem Zusammenhang von einer Kurzzeitaustenitisierung, steht für den Austenitisierungsvorgang ein sehr begrenzter Zeitraum zur Verfügung. Das Ausgangsmaterial sollte vorvergütet sein und eine kleine Korngröße aufweisen, die mit sinkender Erwärmungszeit feiner gewählt wird. Des Weiteren sollte die Härtetemperatur bei kurzen Erwärmungszeiten höher gewählt werden als bei langen Erwärmungszyklen [9–11].

Die kurzen Heizzeiten sind zwingend erforderlich, damit die in der Randschicht erzeugte Wärme nicht durch Wärmeleitungseffekte in den Kern des Werkstücks abgeführt wird. Dies würde zur unerwünschten Durchhärtung im Volumen führen. Sehr kurze Erwärmungszeiten erfordern hohe Generatorleistungen, verbunden mit großen Induktorströmen. Mit einer Generatorleistung von 1000 kW kann eine Oberfläche von ca. 150 cm^2 konturnah randschichtgehärtet werden [12]. Aufgrund der großen Stromdichten werden in den Induktoren große Verlustleistungen umgesetzt. Deshalb werden Induktoren aus Hohlleitern hergestellt, durch die Kühlwasser strömt. Neben der Kühlung stellen die am Induktor wirkenden Kräfte, hervorgerufen durch die hohen Induktorströme und magnetischen Feldstärken, eine weitere Herausforderung dar. Gerade bei Kurzzeithärtungen müssen die Induktoren mechanisch stabil ausgeführt werden.

Das erzielte Härteergebnis ist u. a. abhängig von der Induktorgeometrie sowie den Härteparametern, zu denen beispielsweise die Erwärmungszeit, die Frequenz des Induktorstroms und dessen Größe zählen. Die Daten werden i. A. empirisch durch kostenintensive Versuchsreihen ermittelt, die umfangreicher werden, je komplexer sich die Werkstückgeometrie und das geforderte Härteprofil darstellen. Mittels numerischer Simulationen können anstelle aufwendiger experimenteller Untersuchungen kostengünstige computergestütze Parameterstudien zur Ermittlung der Härteparamter durchgeführt werden. Der Einsatz numerischer Simulationsmodelle zur Prozessauslegung und Optimierung hat sich in verschiedensten Anwendungsgebieten durchgesetzt. So wurden beispielsweise unter Zuhilfenahme numerischer Simulationen der sogenannte Czochralski-Prozess zur Herstellung von einkristallinem Silizium optimiert [13] und induktive Querfeldbanderwärmer für industrielle Prozesse ausgelegt [14]. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird ein numerisches Simulationsmodell vorgestellt, das den transienten dreidimensionalen Erwärmungsvorgang für das induktive Randschichthärten erfolgreich berechnet. Es kann zur Ermittlung der Induktorgeometrie und der einzustellenden Härteparamter, insbesondere bei innovativen komplexen Härteaufgaben, effizient eingesetzt werden.

2
Problemstellung und Zielsetzung

Induktive Randschicht-Härteverfahren werden in der Industrie auf verschiedensten Anwendungsgebieten erfolgreich eingesetzt. In der Automobilindustrie werden beispielsweise Kurbelwellen, Ventile oder Zahnräder induktiv gehärtet. Des Weiteren werden stark beanspruchte Werkzeugoberflächen randschichtgehärtet.

Der Einsatz des induktiven Randschichthärtens liegt darin begründet, dass es als direktes elektrothermisches Verfahren zahlreiche Vorteile gegenüber dem traditionellen Einsatzhärten bietet. Beim induktiven Härten wird die Wärme direkt im Gut erzeugt. Dadurch sind sehr hohe Leistungsdichten realisierbar, die Erwärmungsvorgänge im Zehntel-Sekunden-Bereich ermöglichen. Die Wärme muss nicht, wie es beim Einsatzhärten der Fall ist, über die Oberfläche in das Gut eingebracht werden. Die Härteanlagen weisen, im Vergleich zu den voluminösen Heizkammern beim Einsatzhärten, eine sehr kompakte und platzsparende Bauweise auf. In Verbindung mit den kurzen Taktzeiten ist eine wirtschaftliche Integration in eine Fertigungslinie möglich. Der Transport zur Wärmebehandlung in eine Einsatzhärterei entfällt.

Neben den ökonomischen Vorteilen weisen induktiv randschichtgehärtete Bauteile Vorteile hinsichtlich der Produktqualität auf. Die Härteparameter, wie beispielsweise die Frequenz des Induktorstroms, dessen Größe und die Erwärmungs- bzw. Härtezeit, sind präzise regelbar. Die im Werkstück umgesetzte Volumenleistung und das daraus resultierende Erwärmungsprofil, welches beim induktiven Randschichthärten unmittelbar auf das zu erwartende Härteprofil schließen lässt, sind damit sehr gut reproduzierbar. Die Prozesssicherheit ist exzellent. Des Weiteren kann hervorgehoben werden, dass aufgrund der extrem kurzen Wärmebehandlungszeiten der Werkstückverzug minimal ist. Ebenfalls sind, anders als beim Einsatzhärten, kaum Verzunderungen an der Werkstückoberfläche erkennbar.

In den letzten Jahren wird in zunehmendem Maße versucht, neben den erwähnten klassischen Einsatzgebieten des induktiven Randschichthärtens neue Anwendungsgebiete zu erschließen, um die Vorteile dieses Verfahrens nutzen zu können. Die neuartigen

Härteaufgaben stellen höchste Ansprüche hinsichtlich des Härteprozesses. Durch geringe Wandstärken, verbunden mit filigranen Werkstückgeometrien, sollen Kosten eingespart werden. Dabei ist ein Durchhärten des Werkstücks oft unerwünscht, da eine Duktilität einen positiven Einfluss auf das Bruchverhalten der mechanisch meist stark beanspruchten Werkstücke besitzt. Oft wird zusätzlich ein konturnahes Härtebild gewünscht.

Um das geforderte Härteergebnis zu erzielen, müssen gerade bei innovativen Härteaufgaben zahlreiche kostenintensive Versuchsreihen durchgeführt werden. Vorhandenes Fachwissen ist zum Erreichen des gewünschten Härteprofils von Vorteil, führt aber nicht zwingend zu befriedigenden Härteergebnissen.

Die jüngsten Entwicklungen in der Computertechnik sowie der kommerziellen Simulationssoftware erlauben es, induktive Erwärmungsvorgänge numerisch zu untersuchen. Mittels Parameterstudien kann das Härteverfahren, die Induktorgeometrie sowie die einzustellenden Härteparameter, wie beispielsweise die Frequenz und Größe des Induktorstroms, bestimmt werden. Somit können in nennenswertem Umfang zeitraubende und kostenintensive experimentelle Härtungen reduziert werden.

Um den Erwärmungsprozess beim induktiven Randschichthärten erfolgreich berechnen zu können, muss das zu entwickelnde numerische Simulationsmodell folgende Vorraussetzungen erfüllen:

- 3D-Berechnungsmodell: Weisen die Werkstückgeometrie und das geforderte Härteprofil komplexe dreidimensionale Geometrien auf, ist eine Reduzierung auf ein zweidimensionales Simulationsmodell oft nicht mehr zulässig, da zu starke Vereinfachungen beim Erstellen des Modells getroffen werden müssten. Nur eine dreidimensionale Analyse führt zum bestmöglichen Ergebnis.

- Transienter Erwärmungsvorgang: Der Erwärmungsvorgang bei dem induktiven Randschichthärten ist zeitabhängig und höchst dynamisch. Eine stationäre Berechnung führt nicht zu einem sinnvollen Ergebnis.

- Kopplung elektromagnetischer und thermischer Felder: Das elektromagnetische und das thermische Feld beeinflussen sich gegenseitig. Durch die elektromagnetische Berechnung wird die im Gut umgesetzte Volumenleistungsdichte be-

stimmt, die zur Erwärmung führt. Die Temperaturverteilung im Werkstück wirkt über die temperaturabhängigen Materialeigenschaften auf das elektromagnetische Feld zurück. Beispielsweise verliert Stahl beim Erreichen der Curie-Temperatur den Ferromagnetismus, welches sich signifikant auf den Feldverlauf auswirkt.

- Temperaturabhängige Materialdaten: Beim induktiven Härtevorgang wird das Werkstück ausgehend von Raumtemperatur auf bis zu 1000 °C erwärmt. Die Materialdaten ändern sich in diesem Temperaturbereich teilweise so stark, dass die Eingabe eines Mittelwertes nicht zulässig ist.

- Werkstückrotation / Vorschub: Bei verschiedenen Anwendungen rotiert das zu erwärmende Werkstück, oder es wird im Vorschub gehärtet. Sind die Vorgänge zeitlich schnell veränderlich, so müssen sie im Simulationsmodell berücksichtigt werden.

Die Aufgabenstellung der vorliegenden Arbeit besteht darin, ein numerisches Simulationsmodell aufbauend auf der kommerziellen FEM-Software ANSYS [15, 16] zu entwickeln, das den Erwärmungsprozess für das induktive Randschichthärten komplexer Geometrien erfolgreich simuliert. Anhand eines konkreten Anwendungsfalls, dem induktiven Randschichthärten einer Schneckenwelle für Schneckengetriebe, soll der Einfluss unterschiedlicher Frequenzbereiche und Generatorleistungen auf das Erwärmungsprofil untersucht werden, das seinerseits auf das zu erwartende Härteergebnis schließen lässt. Des Weiteren soll die innovative Zweifrequenz-Technik, bei der gleichzeitig mit einer Mittel- und einer Hochfrequenz induktiv erwärmt wird, im Simulationsmodell implementiert werden, da sie für das konturnahe Härten komplexer Geometrien besonders gut geeignet ist [17–19]. Das numerische Modell ist mittels experimentellen Probehärtungen zu verifizieren.

Ferner ist zu untersuchen, ob das entwickelte numerische Simulationsmodell für die automatische Optimierung verwendet werden kann. Bei der automatischen Optimierung werden unter Einbeziehung definierter Randbedingungen numerisch die Werte der Eingabegrößen für das Simulationsprogramm bestimmt, die zum bestmöglichen Ergebnis führen. Beispielsweise werden die Frequenz und Größe des Induktorstroms ermittelt, die zu einer möglichst homogenen Temperaturverteilung führen. Das Simu-

lationsmodell ist zu diesem Zweck ggf. auf die Anforderungen der automatischen Optimierung anzupassen.

3
Grundlagen des induktiven Randschichthärtens

3.1 Prinzip des induktiven Randschichthärtens

Das induktive Randschichthärten ist ein in der Industrie weit verbreitetes elektrothermisches Verfahren, das zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften von Bau- und Konstruktionsteilen aus Eisenwerkstoffen eingesetzt wird. Das zu härtende Werkstück wird binnen weniger zehntel Sekunden induktiv oberflächennah auf eine Austenitisierungstemperatur von ca. 950 °C erwärmt und unmittelbar danach mit einer Kühlemulsion abgeschreckt. Es entsteht ein widerstandsfähiges Martensitgefüge [4, 5, 11].

Die Härteanordnung besteht im Wesentlichen aus dem zu härtenden Werkstück, dem stromführenden Induktor sowie der Abschreckbrause. Die Form des Induktors resultiert aus der Werkstückgeometrie und dem geforderten Härteprofil. Prinzipiell wird zwischen Innen- und Außenfelderwärmung unterschieden. Umschließt der Induktor das Werkstück, befindet sich das Werkstück also beispielsweise im Innern einer Spule, so handelt es sich um eine Innenfelderwärmung. Der Wirkungsgrad der Energieübertragung ist hoch. Befindet sich das Werkstück im Außenfeld, d. h. es wird nicht vom stromführenden Leiter umschlossen, spricht man von einer Außenfelderwärmung. Der Wirkungsgrad der Energieübertragung ist geringer als bei der Innnenfelderwärmung [4, 5].

Bild 3.1 a) zeigt ein Beispiel zum induktiven Randschichthärten durch eine Innenfelderwärmung. Es werden zwei Stangen parallel im Vorschub gehärtet. Die Induktoren sind einwindig ausgeführt und umschließen die Werkstücke. Unterhalb der Spulen befinden sich die Abschreckbrausen. Ein Beispiel zur Außenfelderwärmung ist in Bild 3.1 b) dargestellt. Die Innenverzahnung des Werkstücks umschließt den einwindigen Induktor vollständig. Abschreckvorrichtung und Induktor wurden kombiniert.

Darüber hinaus sind weitere Klassifizierungen von Härteanordnungen möglich. Die Bilder 3.2 bis 3.5 zeigen unterschiedliche Härteanordnungen am Beispiel einer Getriebeschnecke [20]. Eine Ganzflächenhärtung mit schnell rotierender Getriebeschnecke

a) b)

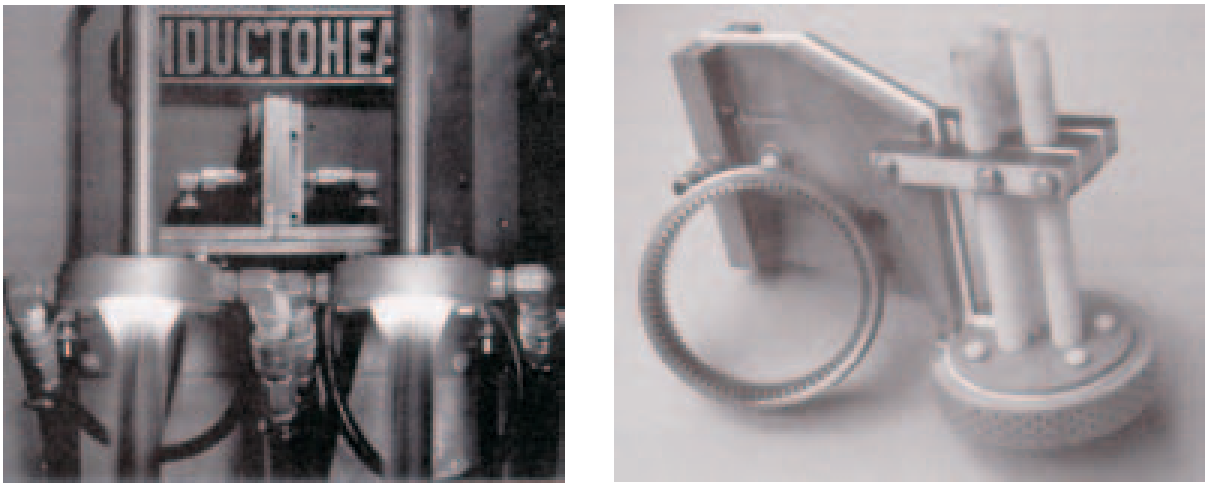

Bild 3.1: Beispiele für das induktive Randschichthärten: a) Innenfelderwärmung zweier Stangen, b) Außenfelderwärmung einer Innenverzahnung [1]

ist in den Bildern 3.2 und 3.3 dargestellt. Bild 3.2 zeigt eine Ganzflächenhärtung bestehend aus einer mehrwindigen konzentrischen Spule, die die Getriebeschnecke in axialer Richtung über der gesamten Verzahnungslänge umschließt. Die in Bild 3.3 skizzierte Ganzflächenerwärmung wird mit einem Induktor aus Linienleitern durchgeführt, die ebenfalls die gesamte Verzahnungslänge erwärmen. Beide Härteanordnungen zeichnen sich durch eine einfache Induktorgeometrie aus, die nicht speziell auf die Verzahnung der Getriebeschnecke angepasst werden muss.

Die Bilder 3.4 und 3.5 zeigen eine partielle Erwärmung der Getriebeschnecke im Einzelzahn- bzw. Zahnlückenverfahren. Bei der Einzelzahnerwärmung besteht der Induktor aus einer Leiterschleife, die einen Zahn umschließt. Bei der Zahnlückenhärtung wird der Induktor in die Zahnlücke eingeführt. Die Härtung erfolgt jeweils im Vorschubverfahren während des Umlaufs. Der Induktor ist in beiden Anwendungsfällen speziell auf die Werkstückgeometrie anzupassen.

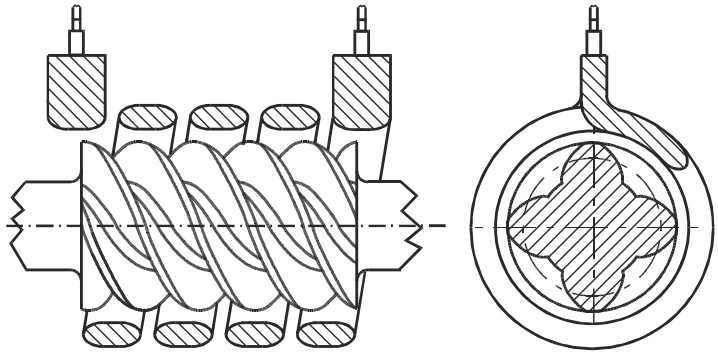

Bild 3.2: Ganzflächenhärtung mit umschließendem Induktor bei schnell rotierender Getriebeschnecke

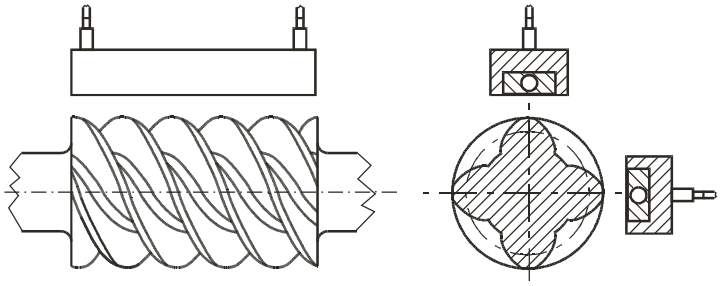

Bild 3.3: Ganzflächenhärtung mit Linieninduktor bei schnell rotierender Getriebeschnecke

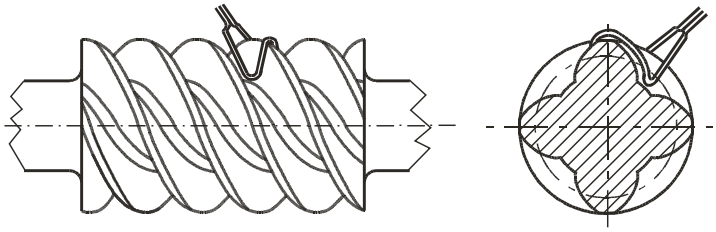

Bild 3.4: Einzelzahnhärtung im Vorschub bei langsam rotierender Getriebeschnecke

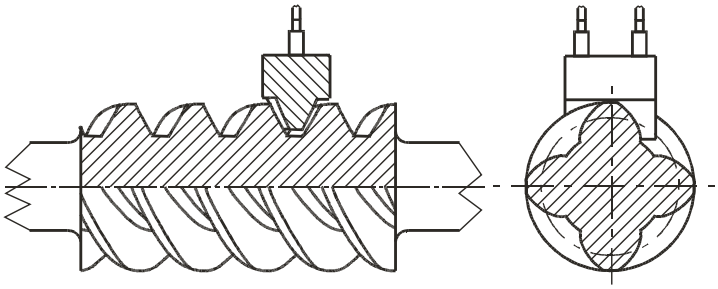

Bild 3.5: Zahnlückenhärtung im Vorschub bei langsam rotierender Getriebeschnecke

3.2 Induktiver Erwärmungsvorgang

3.2.1 Elektromagnetisches Feld

Ein elektrischer Leiter, der sogenannte Induktor, wird von einem Wechselstrom bestimmter Größe und Frequenz durchflossen. Mittels des vom Induktor erzeugten elektromagnetischen Feldes wird die Energie berührungslos auf das sich in unmittelbarer Nähe befindene Werkstück übertragen. Es erwärmt sich infolge der Wirbelströme, die aufgrund der induzierten Spannung im Werkstück fließen. Die Wärme entsteht direkt im Gut und muss nicht durch Mechanismen der Wärmeübertragung in dieses eingebracht werden. Dadurch sind sehr große Leistungsdichten von $> 10\,\mathrm{kW/cm^2}$ und hohe Aufheizgeschwindigkeiten von $> 1000\,\mathrm{K/s}$ möglich [21–23].

Das elektromagnetische Feld lässt sich durch die Maxwellschen Gleichungen beschreiben [24–26]. Sie lauten in allgemeiner Form bei konstanten Materialeigenschaften

$$rot\,\vec{H} = \kappa\vec{E} + \varepsilon\frac{\partial\vec{E}}{\partial t}, \tag{3.1}$$

$$rot\,\vec{E} = -\mu\frac{\partial\vec{H}}{\partial t}. \tag{3.2}$$

Der Verschiebungsstromanteil $\varepsilon\frac{\partial\vec{E}}{\partial t}$ kann aufgrund der beim induktiven Erwärmungsvorgang herrschenden geringen zeitlichen Änderung des elektromagnetischen Feldes sowie der hohen elektrischen Leitfähigkeit κ gegenüber dem Leitungsstromanteil $\kappa\vec{E}$ vernachlässigt werden.

Unter Ausnutzung der Quellenfreiheit des magnetischen Feldes

$$div\,\vec{B} = 0 \tag{3.3}$$

sowie der Divergenzfreiheit eines beliebigen Rotationsfeldes

$$div\left(rot\,\vec{A}\right) = 0$$

kann das elektromagnetische Vektorpotential $\vec{A}$ wie folgt eingeführt werden:

$$\vec{B} = rot\,\vec{A}. \tag{3.4}$$

Unter Zuhilfenahme der Beziehung $\vec{B} = \mu\vec{H}$ und der Gleichung (3.4) ergibt sich die 1. Maxwellsche Gleichung, der Durchflutungssatz, zu

$$rot\left(\frac{1}{\mu}rot\,\vec{A}\right) = \kappa\vec{E} \tag{3.5}$$

und die 2. Maxwellsche Gleichung, das Induktionsgesetz, zu

$$rot\,\vec{E} \;=\; -\frac{\partial\left(rot\,\vec{A}\right)}{\partial t}. \tag{3.6}$$

Die elektrische Feldstärke errechnet sich folglich zu

$$\vec{E} \;=\; -\frac{\partial\vec{A}}{\partial t} - grad\,\varphi \tag{3.7}$$

mit einem Potentialanteil $E_\varphi = -grad\,\varphi$, der durch die Rotorbildung entfällt.

Wird die soeben aus der 2. Maxwellschen Gleichung gewonnene Beziehung für die elektrische Feldstärke in die 1. Maxwellsche Gleichung (3.5) eingesetzt, so ergibt sich die Differentialgleichung des magnetischen Vektorpotentials zu

$$\begin{aligned} rot\left(\frac{1}{\mu}rot\,\vec{A}\right) &= -\kappa\left(\frac{\partial\vec{A}}{\partial t} + grad\,\varphi\right) \qquad \text{bzw.} \\ rot\left(\frac{1}{\mu}rot\,\underline{\vec{A}}\right) &= -\kappa\left(j\,\omega\underline{\vec{A}} + grad\,\underline{\varphi}\right) \end{aligned}$$

für harmonische Größen. Das Potential φ ist die felderregende Größe, also beispielsweise die am Induktor anliegende Spannung. Wird die Stromdichte als Eingabegröße definiert, wie es im verwendeten ANSYS-Simulationsmodell in Kapitel 4.2 implementiert ist, lautet die Differentialgleichung

$$rot\left(\frac{1}{\mu}rot\,\underline{\vec{A}}\right) \;=\; -j\,\omega\,\kappa\underline{\vec{A}} + \underline{\vec{S}_i} \tag{3.8}$$

mit der im Induktor eingespeisten Stromdichte $\underline{\vec{S}_i}$.

Mittels Gleichung (3.8) lassen sich über das Vektorpotential $\underline{\vec{A}}$ alle relevanten Größen des elektromagnetischen Feldes wie folgt bestimmen:

$$\text{magnetische Flussdichte:} \quad \underline{\vec{B}} \;=\; rot\,\underline{\vec{A}}. \tag{3.9}$$

$$\text{magnetische Feldstärke:} \quad \underline{\vec{H}} \;=\; \frac{1}{\mu}\underline{\vec{B}}. \tag{3.10}$$

$$\text{elektrische Feldstärke:} \quad \underline{\vec{E}} \;=\; -j\,\omega\underline{\vec{A}}. \tag{3.11}$$

$$\text{elektrische Stromdichte:} \quad \underline{\vec{S}} \;=\; \kappa\underline{\vec{E}}. \tag{3.12}$$

3.2.2 Temperaturfeld

Das Temperaturfeld lässt sich durch die allgemeine Wärmeleitungsgleichung

$$\underbrace{c_p \rho \frac{\partial \vartheta}{\partial t}}_{(i)} = \underbrace{div\,(\lambda\, grad \vartheta)}_{(ii)} + \underbrace{p}_{(iii)} \tag{3.13}$$

beschreiben, die sich aus drei Anteilen zusammensetzt. Teil (i) spiegelt die zeitliche Änderung des Temperaturfeldes wieder, Ausdruck (ii) charakterisiert die Wärmeausbreitung, und (iii) stellt die Wärmequellendichte dar, die aus der Berechnung des elektromagnetischen Feldes hervorgeht. Anteile durch Wärmestrahlung oder Konvektion werden nicht berücksichtigt, da sie für die betrachtete Problemstellung des induktiven Randschichthärtens von untergeordnetem Interesse sind. Weitere Erläuterungen können Kapitel 4.3.2 entnommen werden.

3.2.3 Kopplung der Felder

Die elektrische Feldstärke kann nach Gleichung (3.11) zu $\underline{\vec{E}} = -j\omega \underline{\vec{A}}$ berechnet werden. Für die im Gut generierte Wärmequellendichte folgt hieraus unter Berücksichtigung der Beziehung $p = \kappa |\underline{\vec{E}}|^2$:

$$p = \kappa \omega^2 |\underline{\vec{A}}|^2. \tag{3.14}$$

Mit diesem Ausdruck lautet die Wärmeleitungsgleichung, die vom Simulationsprogramm gelöst wird,

$$c_p \rho \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = div\,(\lambda\, grad \vartheta) + \kappa \omega^2 |\underline{\vec{A}}|^2. \tag{3.15}$$

3.2.4 Elektromagnetische Eindringtiefe

Die Lösung der Maxwellschen Gleichungen (3.1) und (3.2) für harmonische Größen führt unter der Annahme eines ideal leitenden Halbraums zu einer Größe δ, die als elektromagnetische Eindringtiefe oder äquivalente Leitschichtdicke bezeichnet wird. Sie lässt sich mit der Formel

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi f \mu \kappa}} \tag{3.16}$$

berechnen. Sie ist folglich abhängig von der Frequenz f des fließenden Stromes, der elektrischen Leitfähigkeit κ des zu erwärmenden Gutes sowie der Permeabiltität $\mu = \mu_0 \mu_r$, die sich aus dem Produkt der relativen Permeabilität μ_r mit der magnetischen Feldkonstante μ_0 ergibt. Die elektromagnetische Eindringtiefe beträgt für Kupfer bei Netzfrequenz von 50 Hz etwa 1 cm. Weitere elektromagnetische Eindringtiefen in Abhängigkeit der Frequenz für unterschiedliche Materialien können Bild 3.6 entnommen werden. Innerhalb der Eindringtiefe klingt das elektrische Feld auf 37 % der Oberflächenfeldstärke ab, und es werden 86 % der durch das Feld übertragenen Gesamtleistung in Wärme umgesetzt. Damit kennzeichnet die elektromagnetische Eindringtiefe den Bereich des wesentlichen Leistungseintrags in das Gut.

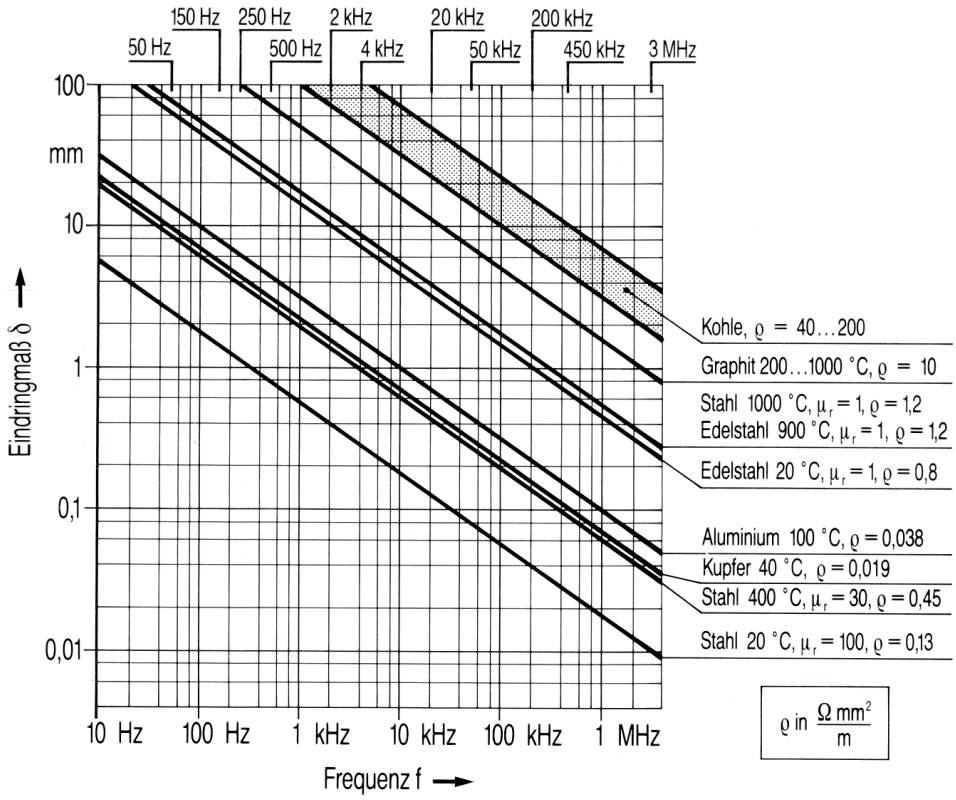

Bild 3.6: Elektromagnetische Eindringtiefe in Abhängigkeit der Frequenz für verschiedene Materialien

3.3 Einfluss von Härteparametern

Beim induktiven Härten gibt es verschiedene Härteparameter, die den induktiven Erwärmungsvorgang und das Härteergebnis beeinflussen. Einige der wichtigsten Härteparameter sind die Frequenz des Induktorstroms f, die Erwärmungszeit t und, in unmittelbarem Zusammenhang mit der Erwärmungszeit stehend, die zur Verfügung stehende Generatorleistung P.

3.3.1 Frequenz des Induktorstroms

Über die Frequenz des Induktorstroms lässt sich nach Gleichung (3.16) der Bereich einstellen, in dem die Leistung in Wärme umgesetzt wird. Ist die gewählte Frequenz hoch, etwa im Bereich von 10 bis 400 kHz, so findet die Leistungsumsetzung im Oberflächenbereich des Werkstücks statt. Die elektromagnetische Eindringtiefe ist klein und liegt, je nach Werkstoffparametern, im Bereich von ca. 0,1 bis 4 mm.

Wird eine niedrige Frequenz gewählt, die beispielsweise im Bereich von 0,1 bis 1 kHz liegt, erfolgt die Leistungsumsetzung im Volumen. Die elektromagnetische Eindringtiefe weist Werte von ca. 5 bis 50 mm auf.

3.3.2 Erwärmungszeit und Generatorleistung

Die Erwärmungszeit besitzt ebenfalls einen starken Einfluss auf das resultierende Erwärmungsprofil. Bei einer kurzen Erwärmungszeit von ca. 0,1 bis 2 s kann eine Erwärmung entsprechend der durch die Frequenz vorgegebenen Leistungsumsetzung erfolgen. Dies bedeutet, dass bei einer hohen Frequenz in Verbindung mit einer kurzen Erwärmungsdauer nur die Randschicht des Werkstücks erwärmt wird.

Wird eine Erwärmungszeit von mehreren Sekunden gewählt, so kommen Wärmeleitungseffekte zum Tragen. Selbst bei hohen Frequenzen breitet sich die Wärme entsprechend des Temperaturgefälles aus. Es beginnt ein Durcherwärmen des Werkstücks.

Die erforderlichen Erwärmungszeiten bestimmen die notwendige Generatorleistung. Je kürzer die gewählte Erwärmungszeit ist, desto größer muss die bereitgestellte Generatorleistung sein, um die zur Erwärmung erforderliche Energie in der Kürze der

Zeit zu übertragen. Ist die zur Verfügung stehende Generatorleistung zu gering, so muss über einen langen Zeitraum erwärmt werden. Eine oberflächennahe Erwärmung ist dann nicht möglich, da Wärmeleitungseffekte greifen.

Zum Randschichthärten werden somit *hohe Frequenzen* und *kurze Erwärmungszeiten* benötigt, welche wiederum eine hohe Generatorleistung bedingen.

3.4 Wärmebehandlung von Eisenwerkstoffen

3.4.1 Materialkunde

Die induktive Härtung von kohlenstoffhaltigen Eisenwerkstoffen basiert auf der Umwandlung des Materialgefüges, die durch thermische Behandlung hervorgerufen wird. Beim induktiven Randschichthärten wird das Material in wenigen zehntel Sekunden auf eine Temperatur oberhalb der Austenitisierungstemperatur erwärmt. Unmittelbar im Anschluss an den Erwärmungsvorgang erfolgt eine Abschreckung mit Kühlemulsion. Bei einer aureichend starken Kühlung wird der Austenit vollständig in widerstandsfähiges Martensitgefüge umgewandelt.

Das Zustandsschaubild von Eisen-Kohlenstoff nach Bild 3.7 gibt einen Überblick über mögliche Gefügezustände abhängig vom Kohlenstoffgehalt und der Temperatur. Es beschreibt die Existenzbereiche der Eisen-Kohlenstoff-Mischkristalle und des Zementits (durchgehende Linien) bzw. des Graphits (unterbrochene Linien). Es ist zu berücksichtigen, dass das Zustandsdiagramm strenggenommen nur für den stationären Fall gilt und deshalb nur begrenzte Aussagen über den Gefügezustand bei instationären Vorgängen erlaubt [5, 27].

Zur Austenitisierung muss das Material auf eine Temperatur oberhalb der Linie G-S-E, der sogenannten AC_3 – Linie, erwärmt werden. Im Allgemeinen werden Austenitisierungstemperaturen von ca. 850 bis 900 °C angestrebt. Sind die Erwärmungszeiten sehr kurz, wie es beim induktiven Randschichthärten der Fall ist, werden Temperaturen von 900 bis 1000 °C bevorzugt. Anderenfalls findet keine vollständige Austenitisierung statt. Im Bereich unterhalb der Linie G-S wandelt sich das Austenit in Ferrit um. Es liegt eine Mischkristallstruktur vor. Unterhalb einer Temperatur von 723 °C, dem sogenannten Perlitpunkt, bildet sich Perlit. Es liegt ein Materialgefüge aus Perlit und Ferrit vor [28].

Stähle für die Induktionshärtung weisen Kohlenstoffgehalte zwischen 0,3 und 0,8 Masse-% auf [9]. Mit zunehmendem Kohlenstoffgehalt steigt die maximal erreichbare Härte, aber ebenfalls die Gefahr der Rissbildung in der Härtezone. Erzielbare Härtewerte liegen im Bereich von 50 bis 65 HRC. Des Weiteren sollten die Werkstoffe zum induktiven Randschichthärten vorvergütet sein, da für eine gleichmäßige Austenitisierung

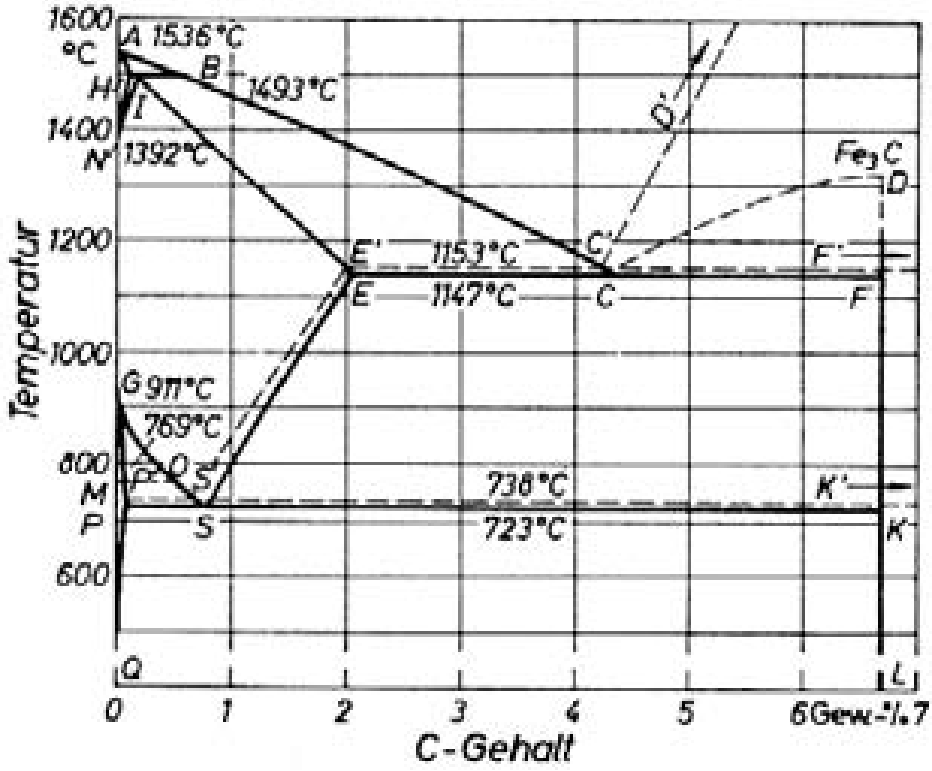

Bild 3.7: Zustandsschaubild Eisen-Kohlenstoff

ein feinkörniges Ausgangsgefüge benötigt wird [29]. Die Zugabe von Legierungselementen kann den Härteprozess positiv beeinflussen. Besonders die Elemente Molybdän, Chrom und Mangan beeinflussen den Umwandlungsprozess derart, dass selbst niedrige Abkühlungsgeschwindigkeiten eine vollständige Umwandlung in martensitisches Gefüge erlauben.

3.4.2 Schaubilder zur Wärmebehandlung

Die Umwandlungsprozesse im Material sind zeit- und temperaturabhängig. Zur Beschreibung der Vorgänge wurden für die Erwärmung das Zeit-Temperatur-Austenitisierungs-Diagramm (ZTA-Diagramm) und für das Abkühlen das Zeit-Temperatur-Umwandlungs-Diagramm (ZTU-Diagramm) entwickelt. Es existieren jeweils Diagramme für das kontinuierliche Erwärmen bzw. Abkühlen und für das isotherme Austenitisieren bzw. Umwandeln. Die Schaubilder wurden für zahlreiche Werkstoffe in der Literatur hinterlegt [30–32].

Das ZTA-Schaubild

Das Bild 3.8 zeigt das ZTA-Schaubild eines kontinuierlichen Erwärmungsprozesses für den vergüteten Stahl 50CrMo4. Auf der Abszisse ist in logarithmischer Einteilung die Erwärmungszeit dargestellt, wohingegen die Ordinate die Temperatur angibt. Die nahezu parallel zur Ordinate verlaufenden Linien kennzeichnen die Aufheizgeschwindigkeit. Zusätzlich wurden die Zonen unterschiedlicher Austenitkorngrößen nach ASTM dargestellt [31]. Mit zunehmender ASTM-Ziffer ist das Gefüge feinkörniger.

Mit abnehmender Erwärmungszeit steigt die für den jeweiligen Austenitisierungsgrad benötigte Temperatur an, da die zur Verfügung stehende Umwandlungszeit reduziert wird. Unterhalb der AC_C – Linie sind neben dem Austenit noch Karbide vorhanden. Ein homogener Austenit mit gleichmäßiger Kohlenstoffverteilung liegt erst oberhalb dieser Linie vor. Weiteres Erwärmen bedingt ein Kornwachstum. Beim induktiven Randschichthärten sollte eine Austenitisierungstemperatur angestrebt werden, die um ca. 50 bis 100 °C über der AC_3 – Linie liegt [33].

Das ZTU-Schaubild

Die ZTU-Schaubilder dienen zur Abschätzung des Gefügezustandes nach einem Abkühlvorgang. Sie besitzen daher eine besondere Bedeutung für das induktive Randschichthärten. Das ZTU-Schaubild für einen kontinuierlichen Abkühlvorgang des Induktionsstahls 50CrMo4 zeigt Bild 3.9. Die dünn eingezeichneten Kurven beschreiben die Materialumwandlung bei verschiedenen Abkühlgeschwindigkeiten. Am unteren Ende der Kurven ist die jeweils erreichte maximale Härte des Werkstoffes nach Rockwell vermerkt. Die breiteren Linien kennzeichnen den Beginn und das Ende der Umwandlung in die Gefügebestandteile Ferrit, Perlit, Bainit und Martensit [30].

Je nach Abkühlgeschwindigkeit erfährt der Werkstoff unterschiedliche Umwandlungszyklen des Materialgefüges. Beim Abschreckvorgang des induktiven Randschichthärtens kommt es darauf an, in der Randschicht eine Martensitbildung direkt aus dem Austenitgefüge zu erreichen. Damit wird eine vollständige Martensitbildung und eine maximale Härte erreicht. In Bild 3.9 ist dies in der Umwandlungskurve, die zu einer maximalen Härte von 59 HRC führt, der Fall. Die Abkühlgeschwindigkeit, bei der als

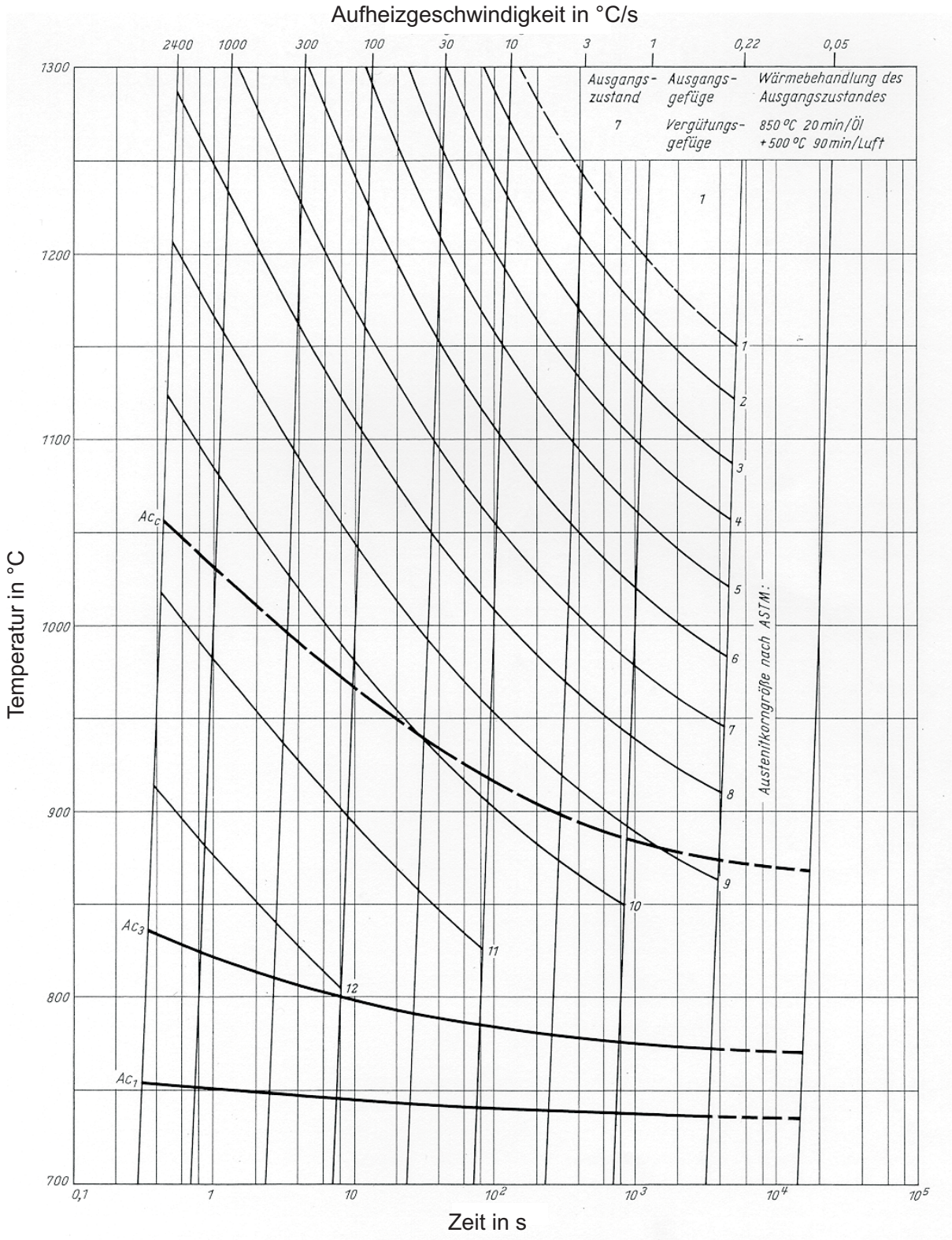

Bild 3.8: ZTA-Schaubild für den Induktionsstahl 50 CrMo 4

erstes eine vollständige Martensitbildung möglich ist, wird als *obere kritische Abkühlgeschwindigkeit* bezeichnet. Ist die Abkühlgeschwindigkeit geringer, durchläuft die

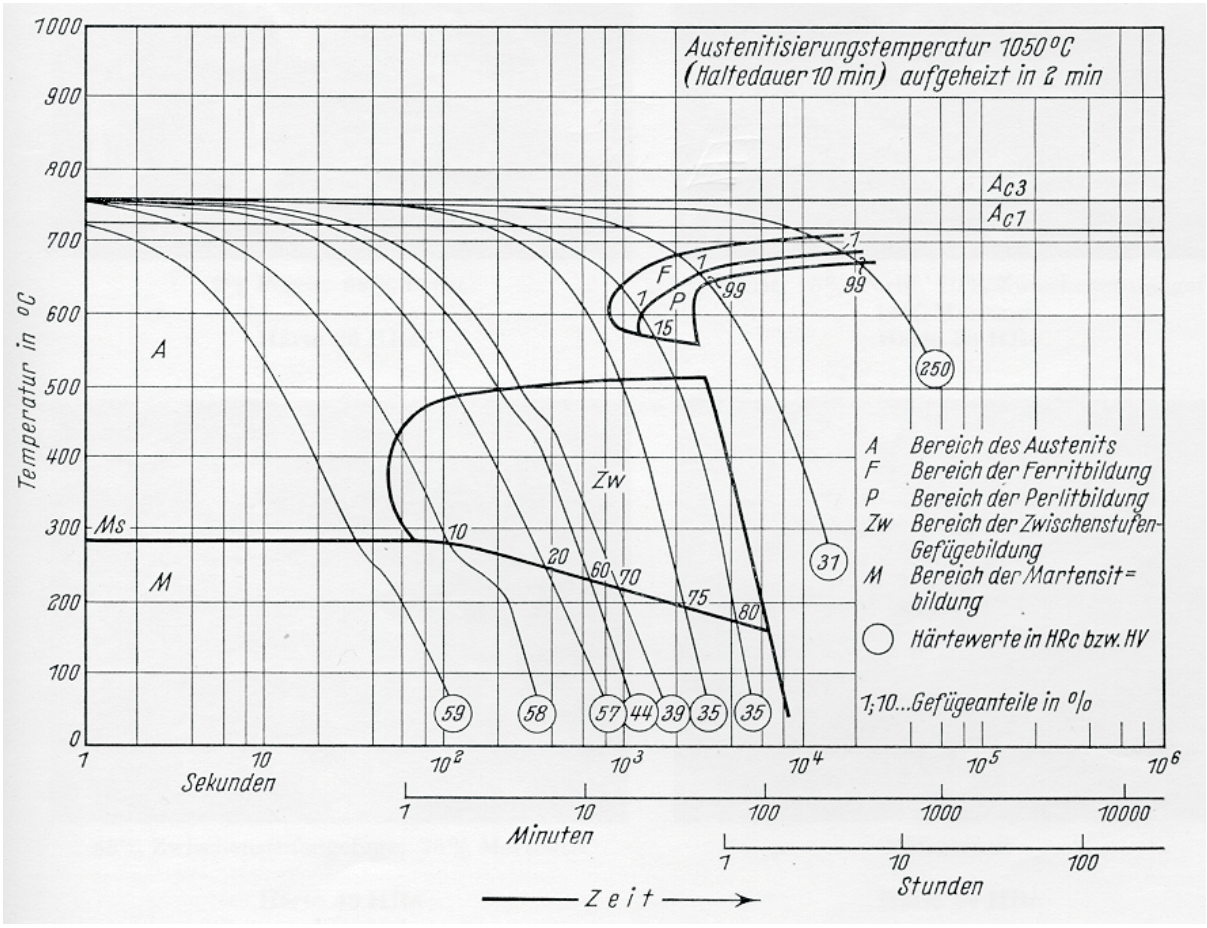

Bild 3.9: ZTU-Schaubild für den Induktionsstahl 50CrMo4

Umwandlungskurve einen Bereich der Zwischenstufen-Gefügebildung. Die erzielten Härten sind geringer.

3.5 Die SDF-Technik

3.5.1 Grundlagen

Unter der Bezeichnung *SDF-Technik*, der Abkürzung für Simultaneous-Dual-Frequency-Technik, ist das simultane Speisen eines Induktors mit Energien zweier unterschiedlicher Frequenzen zu verstehen. Die Mittelfrequenz (MF) liegt im Bereich von 10 bis 30 kHz, wohingegen die Hochfrequenz (HF) in der Größenordnung von 100 bis 400 kHz liegt. Die Anwendungsgebiete sind vornehmlich das induktive Randschichthärten von Zahngeometrien, bei denen ein konturähnliches Härtebild gefordert wird [18, 19]. Das Bild 3.10 zeigt einige Anwendungsfälle dieser zukunftsweisenden Technologie.

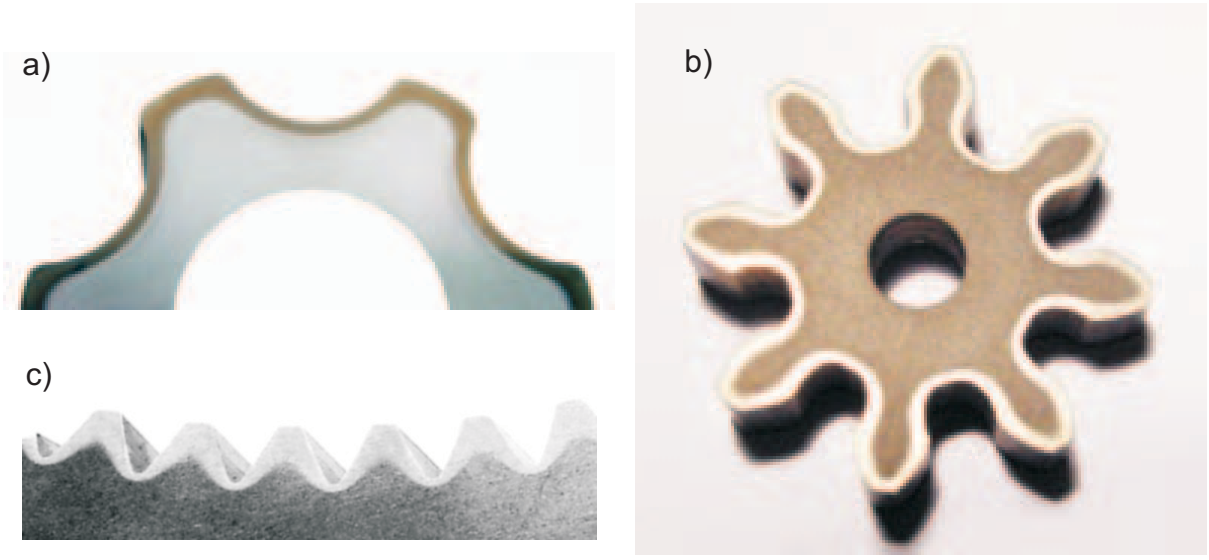

Bild 3.10: Anwendungsbeispiele der SDF-Technik: a) Kugelnabe, b) Zahnrad, c) Planetengetrieberad

Das Prinzip der SDF-Technik basiert darauf, dass unterschiedliche Frequenzen verschiedene elektromagnetische Eindringtiefen besitzen. Sind die Frequenzbereiche optimal gewählt, so wirkt die MF bei Zahngeometrien vornehmlich im Zahngrund, wohingegen die HF überwiegend die Zahnspitze erwärmt. Eine Überlagerung beider Phänomene führt bei der richtigen Wahl der Anteile von HF- zu MF-Energie zu einem konturnahen Erwärmungsbild [17].

Zur Erläuterung der Theorie der SDF-Technik dient Bild 3.11. Die MF wird stets so gewählt, dass die resultierende elektromagnetische Eindringtiefe δ in der gleichen Größenordnung wie die Zahnbreite D liegt. Die im Zahn fließenden MF-Wirbelströme heben sich in ihrer Wirkung auf. Die größte Erwärmung erfolgt somit im Zahngrund. Die HF ist so gewählt, dass δ sehr viel kleiner ist als D. Somit fließen die HF-Wirbelströme im Zahn. Die stärkste Erwärmung erfährt die Zahnspitze.

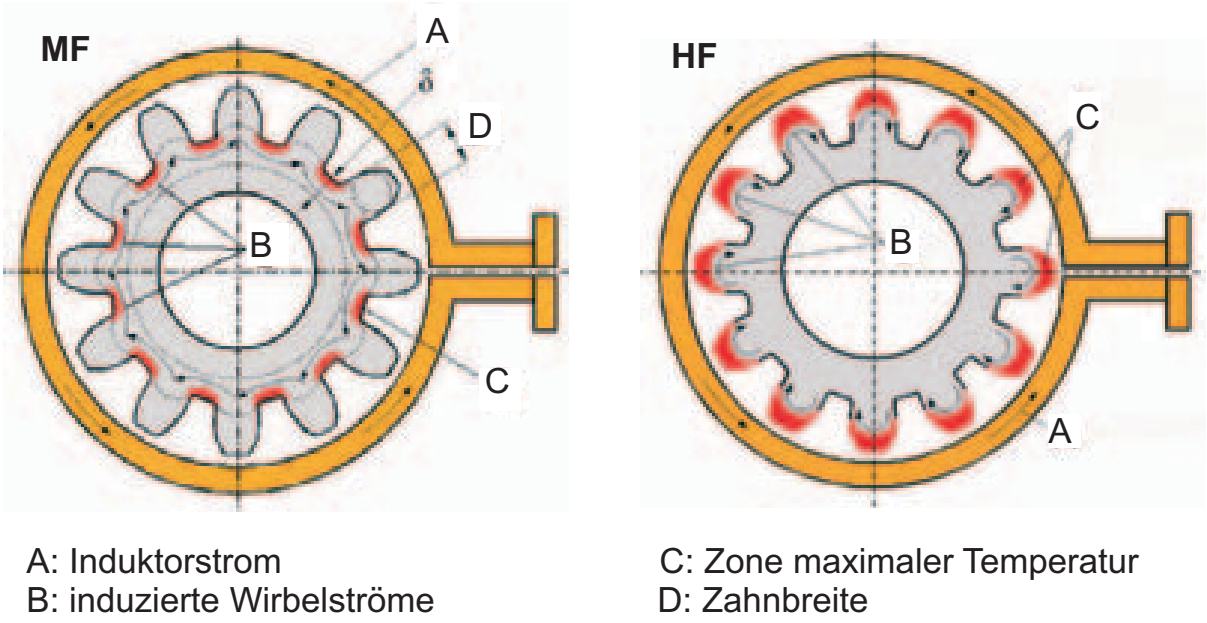

Bild 3.11: Theorie der SDF-Technik

3.5.2 Energieversorgung

Die MF- und HF-Energie wird durch zwei getrennte Generatoren in IGBT-Transistortechnik bereitgestellt. Beide Frequenzen werden auf einem gemeinsamen Ausgang, also auf einem gemeinsamen Induktor geführt. Die MF wird durch eine Pulsweitenmodulation (PWM), die HF durch eine Pulspaketsteuerung (PPS) im Wechselrichterteil realisiert. Ein HF-Sperrfilter verhindert die Rückwirkung der Hochfrequenz auf den Mittelfrequenz-Umrichter.

Das MF- und HF-Modul des Reihenschwingkreis-Wechselrichters sind identisch aufgebaut. Lediglich die Ansteuerung der Transistoren unterscheidet sich. Die einphasige Brückenschaltung besteht in jedem Teil des Wechselrichters aus einem Transistor, dem eine Diode gegensinnig parallel geschaltet ist [34, 35], so dass ein Stromfluss

in beide Richtungen möglich ist. Der Strom kommutiert dabei vom nicht steuerbaren Diodenzweig auf den jeweils gegensinnig parallel geschalteten Transistorzweig. Die Ausgangsleistung wird über die Eingangsgleichspannung gesteuert. Der sich ergebende Stromverlauf ist annähernd sinusförmig.

Je nach Ansteuerung der Transistoren weicht der Stromverlauf von der idealen Sinusform ab. Bei der numerischen Simulation können lediglich rein harmonische Größen eingegeben werden. Vor diesem Hintergrund ist es von Interesse, den realen Stromverlauf zu analysieren und festzustellen, ob ausgeprägte Oberwellen vorhanden sind, die bei numerischen Untersuchungen nicht berücksichtigt werden können.

Erzeugung der Mittelfrequenz

Die MF wird durch eine Pulsweitenmodulation generiert. Die Eingangsgleichspannung liegt maximal über eine halbe Periodendauer an und ändert dann ihr Vorzeichen. Dieser Betriebszustand wird als Spannungsgrenze bezeichnet und wird in Bild 3.12 gezeigt. Die Ausgangsleistung wird reduziert, indem die Eingangsgleichspannung über einen kürzeren Zeitraum als ein halbe Periode anliegt, bevor das Vorzeichen wechselt. In Bild 3.13 wird dieser Teillast-Betriebszustand dargestellt. Bei der Kommutierung des Stroms (Nulldurchgang) bricht die Spannung kurzfristig ein.

Erzeugung der Hochfrequenz

Die HF wird durch eine Pulspaketsteuerung realisiert. Die Eingangsgleichspannung liegt immer über eine halbe Periode positiv und über eine halbe Periode negativ an, so dass stets verlustarm im Nulldurchgang des Stromes geschaltet wird. Liegt kontinuierlich eine sich abwechselnde positive und negative Gleichspannung an, so wird wiederum vom Betriebszustand der Spannungsgrenze gesprochen (siehe Bild 3.14). Die Ausgangsleistung wird reduziert, indem über eine oder mehrere Perioden keine Eingangsgleichspannung anliegt. In diesem Teillastbetrieb, wie er in Bild 3.15 dargestellt ist, erfährt der Laststrom eine gedämpfte Schwingung.

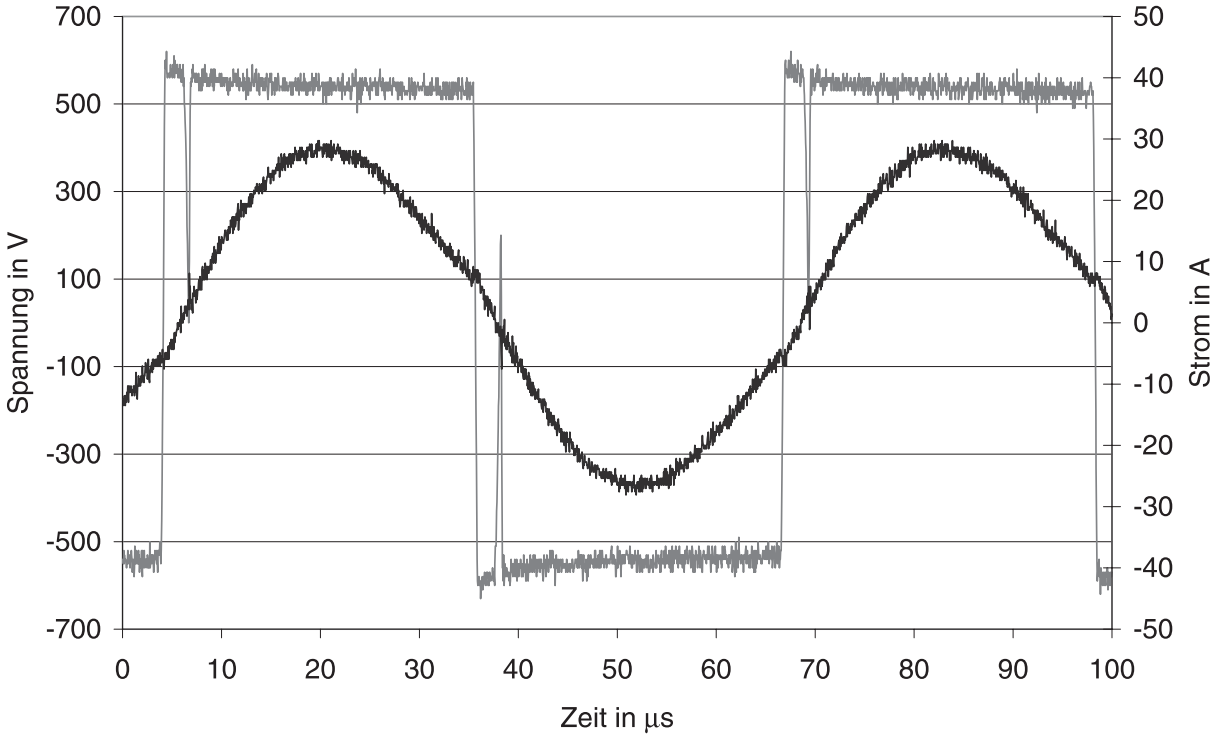

Bild 3.12: MF Strom- und Spannungsverlauf, Spannungsgrenze

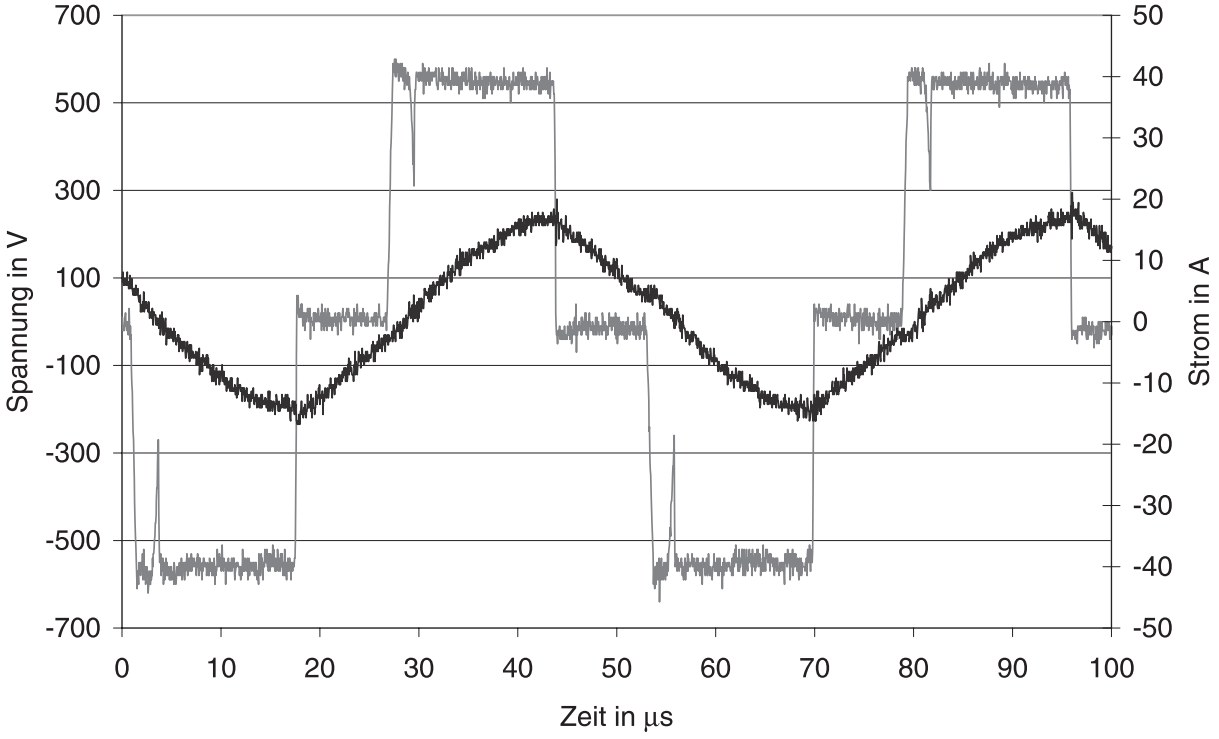

Bild 3.13: MF Strom- und Spannungsverlauf, Teillast

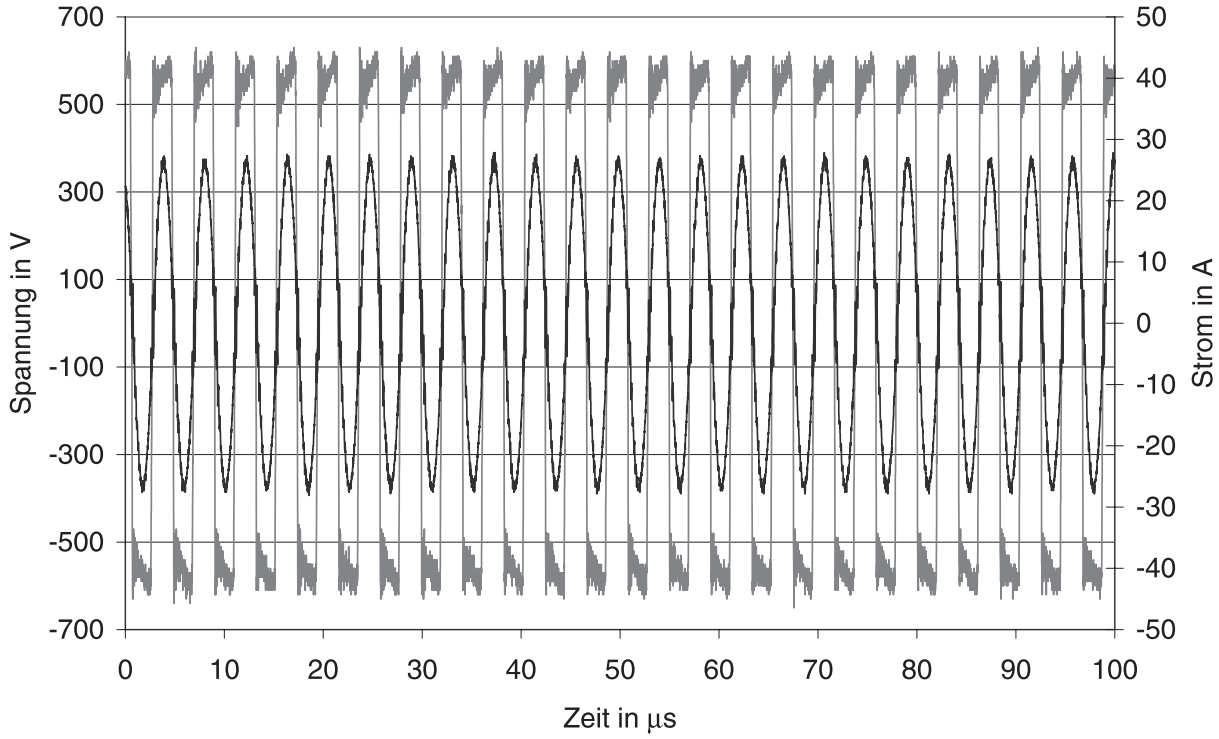

Bild 3.14: HF Strom- und Spannungsverlauf, Spannungsgrenze

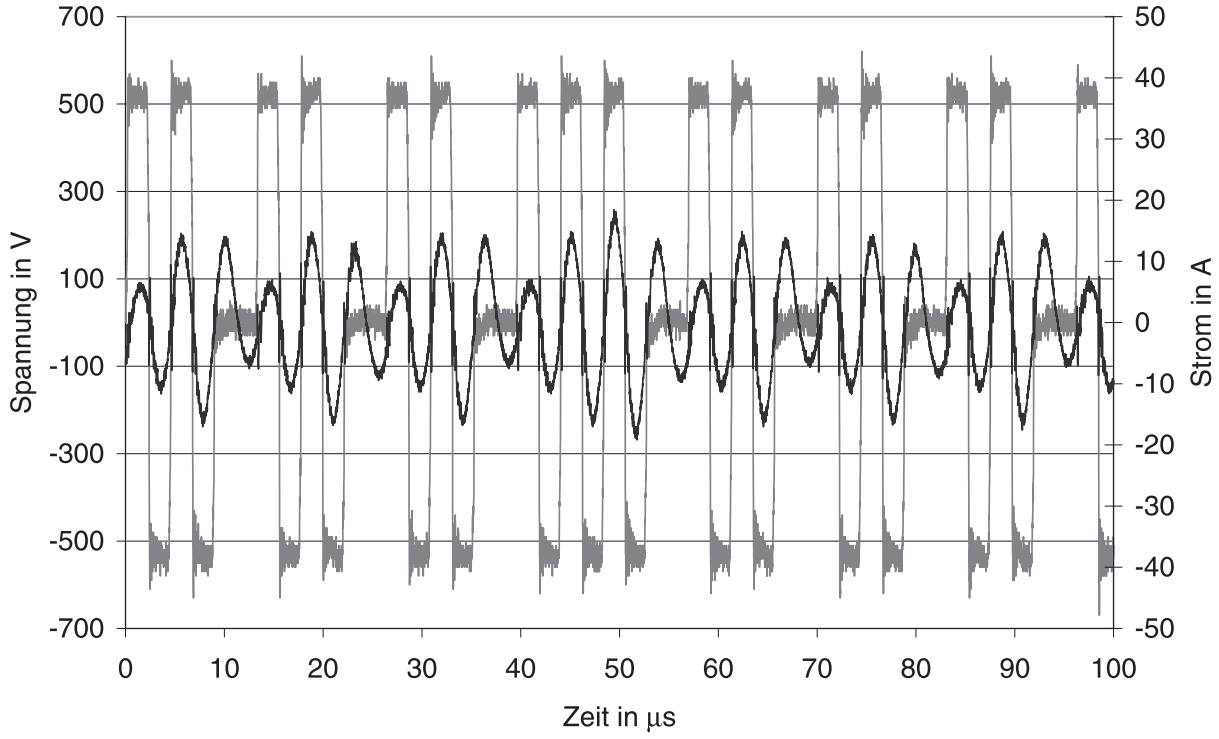

Bild 3.15: HF Strom- und Spannungsverlauf, Teillast

3.5.3 Frequenzspektrum

Neben den Grundfrequenzen, die als MF bzw. HF bezeichnet wurden, kann es aufgrund der Ansteuerung des Wechselrichters, die abhängig von der gewünschten Frequenz und Ausgangsleistung ist, zu parasitären Frequenzen kommen. Diese können, sofern ihre Amplituden eine nennenswerte Größe aufweisen, zur Erwärmung des Werkstücks beitragen. Da bei der numerischen Simulation ausschließlich die Grundfrequenzen berücksichtigt werden, ist es für eine Genauigkeitsabschätzung des Berechnungsmodells erforderlich, das real existierende Frequenzspektrum zu untersuchen.

Frequenzspektrum HF

Wie in Bild 3.14 dargestellt wurde, ist der Betriebszustand der Spannungsgrenze durch einen nahezu idealen sinusförmigen Stromverlauf gekennzeichnet. Bei Teillastfällen kommt es zu einer Schwingung, die beim freischwingenden Schwingkreis gedämpft und bei anliegender Spannung erregt wird. Der in Bild 3.15 gezeigte Verlauf ähnelt dem Signal der aus der Nachrichtentechnik bekannten Amplitudenmodulation [36–38]. Es ist als Überlagerung dreier sinusförmiger Schwingungen darstellbar.

Die Trägerfrequenz f_T ist in diesem Fall die HF. Unterhalb und oberhalb der Hauptschwingung existieren Seitenschwingungen im Abstand der Modulationsfrequenz f_M, die aus der gedachten Hüllkurve ermittelt werden kann. Nach [37] ergibt sich aus dem Kurvenverlauf, je nachdem, wie viele Perioden durchgeschaltet werden, eine Modulationsfrequenz zwischen 60 (drei Perioden durchgeschaltet) und 80 kHz (zwei Perioden durchgeschaltet). Das Verhältnis der Amplitude der Grundfrequenz zu den Amplituden der Seitenfrequenzen beträgt ca. 0,25. Diese Ergebnisse korrelieren sehr gut mit der auf der Basis der Messwerte durchgeführten Fourieranalyse, dessen Amplituden- bzw. Frequenzspektrum Bild 3.16 zeigt.

Frequenzspektrum MF

Der Stromverlauf der Mittelfrequenz ist sowohl an der Spannungsgrenze als auch im Teillastbereich nahezu ideal sinusförmig. Es entsteht, anders als bei der HF, keine gedämpfte oder angeregte Schwingung, die auf Seitenbänder der MF schließen lassen.

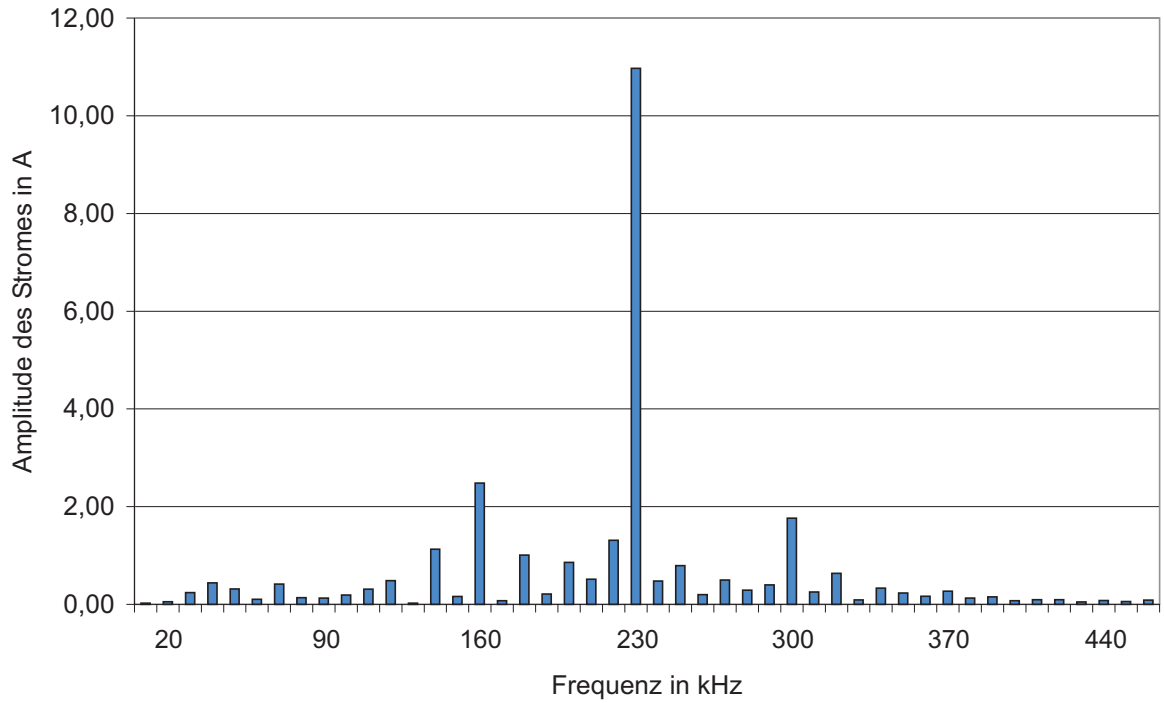

Bild 3.16: Frequenzspektrum HF, Teillast

Frequenzspektrum des Induktorstroms

Der reale Induktorstrom setzt sich aus der Überlagerung des MF- und HF-Stroms zusammen. Bild 3.17 zeigt den gemessenen resultierenden Induktorstromverlauf bei einem typischen Lastfall mit 50 % der installierten MF- und 50 % der installierten HF-Leistung. Auf der MF-Grundwelle ist eine HF aufmoduliert. Die Amplitude der HF-Schwingung verändert sich aufgrund der Pulspaketsteuerung.

In Bild 3.18 ist das gemessene Frequenzspektrum des realen Induktorstroms im Frequenzbereich bis 250 kHz aufgetragen. Die MF beträgt ca. 10 kHz. Im dargestellten Frequenzbereich weisen keine weiteren Frequenzen nennenswerten Amplituden auf, die zur Erwärmung des Werkstücks beitragen. Die HF beträgt ca. 260 kHz. Das Mess- und Analyseequipment erlaubt leider keine Fourieranalyse des SDF-Induktorstroms für Frequenzen größer als 250 kHz.

Das Frequenzspektrum des realen Induktorstrom entspricht der Überlagerung der Frequenzspektren des MF- und HF-Stroms. Es existiert die Grundwelle der MF, die Grundwelle der HF und die aufgrund der Pulspaketsteuerung existierenden HF-Oberwellen

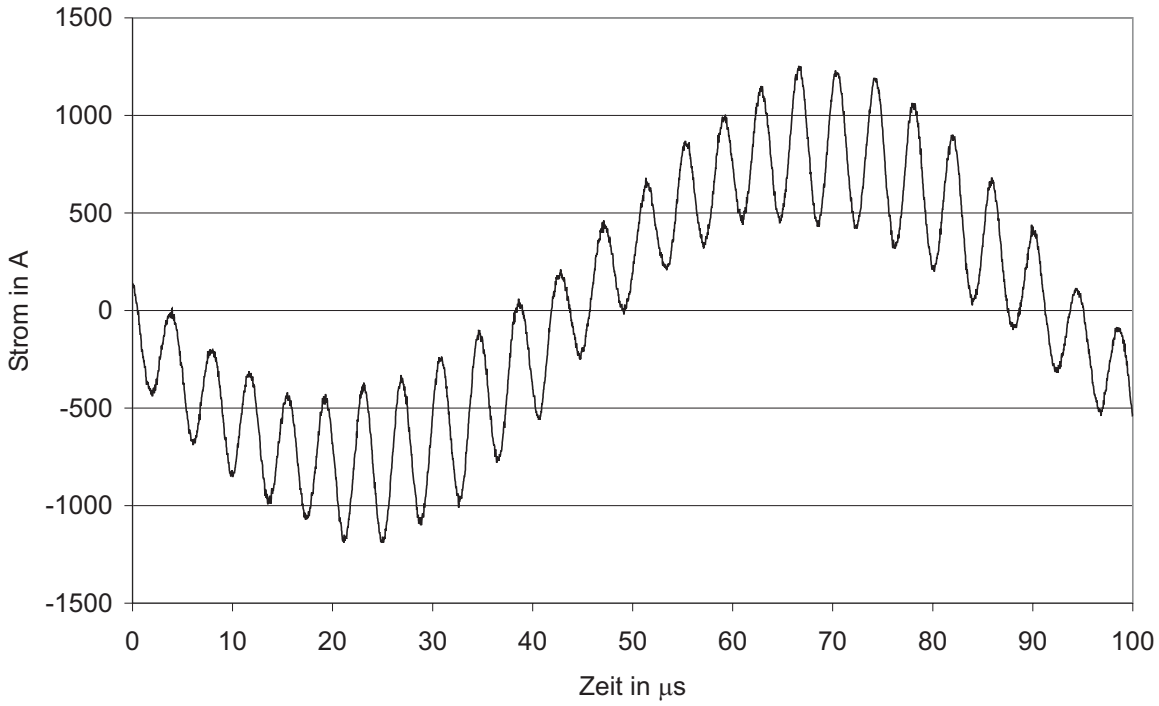

Bild 3.17: Resultierender Induktorstrom, Teillast

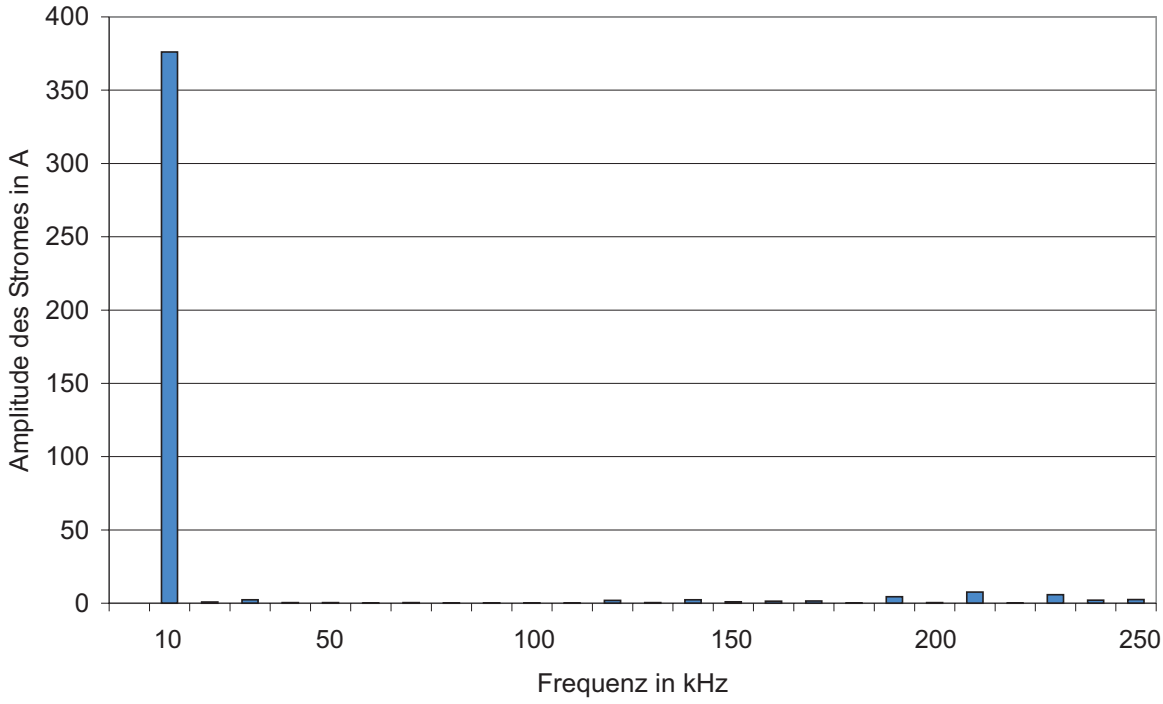

Bild 3.18: Frequenzspektrum des Induktorstrom bis 250 kHz, Teillast

mit geringen Amplituden. Durch die Überlagerung des MF- und HF-Stroms enstehen keine weiteren Oberwellen mit nennenswerten Amplituden, die zur Erwärmung des Werkstücks beitragen. Für das Simulationsmodell ist es demnach zulässig, lediglich die Erwärmung durch die MF- und HF-Grundwelle zu betrachten.

3.5.4 Leistungsumsetzung und elektromagnetische Eindringtiefe

Die Wärmequellendichte im Gut lässt sich allgemein nach der Formel $p = \kappa |\underline{\vec{E}}|^2$ berechnen. Unter der Annahme eines unendlichen Halbraums ergibt sich die ortsabhängige Wärmequellendichte zu

$$p(x) \quad = \quad \kappa E_0^2 e^{-2x/\delta} \tag{3.17}$$

mit E_0^2 als Quadrat des Effektivwertes der Oberflächenfeldstärke am Ort $x = 0$. Bei der SDF-Technik wirken gleichzeitig zwei elektromagnetische Felder. Folglich ergibt sich der Verlauf der Wärmequellendichte als Überlagerung zweier e-Funktionen. Die resultierende Wärmequellendichte lautet

$$p_{res}(x) \quad = \quad a_{MF} e^{-2x/\delta_{MF}} + a_{HF} e^{-2x/\delta_{HF}}. \tag{3.18}$$

Die Faktoren a_{MF} und a_{HF} kennzeichnen die maximalen an der Oberfläche vorkommenden Wärmequellendichten der unterschiedlichen Frequenzen, deren elektromagnetische Eindringtiefen δ_{MF} und δ_{HF} sind.

Die Leistungsumsetzung im Gut für HF und MF bei einen HF-Anteil von 40 % der Gesamtleistung zeigt Bild 3.19. Die HF beträgt $f_{HF} = 300\,\text{kHz}$, und die MF ist $f_{MF} = 20\,\text{kHz}$. Die elektromagnetischen Eindringtiefen der beiden Frequenzen können über Gleichung (3.16) bestimmt werden. Die zur Berechnung verwendete relative Permeabilität beträgt $\mu_r = 10$, welches einen Mittelwert der feldstärkeabhängigen relative Permeabiltät für die betrachteten induktiven Erwärmungsvorgänge darstellt (vgl. Kapitel 4.2.2). Die elektrische Leitfähigkeit entspricht dem Wert bei einer Temperatur von ca. 500 °C, d. h. $\kappa = 1{,}9 \cdot 10^6\,\Omega^{-1}\,\text{m}^{-1}$. Somit ist $\delta_{HF} = 0{,}22\,\text{mm}$ und $\delta_{MF} = 0{,}86\,\text{mm}$.

Innerhalb der elektromagnetischen Eindringtiefe klingt die Wärmequellendichte auf 14 % des Oberflächenwertes ab. Daraus ergibt sich bei der SDF-Technik eine resultierende elektromagnetische Eindringtiefe von $\delta_{res} = 0{,}62\,\text{mm}$. Sie liegt zwischen den Eindringtiefen der HF und MF.

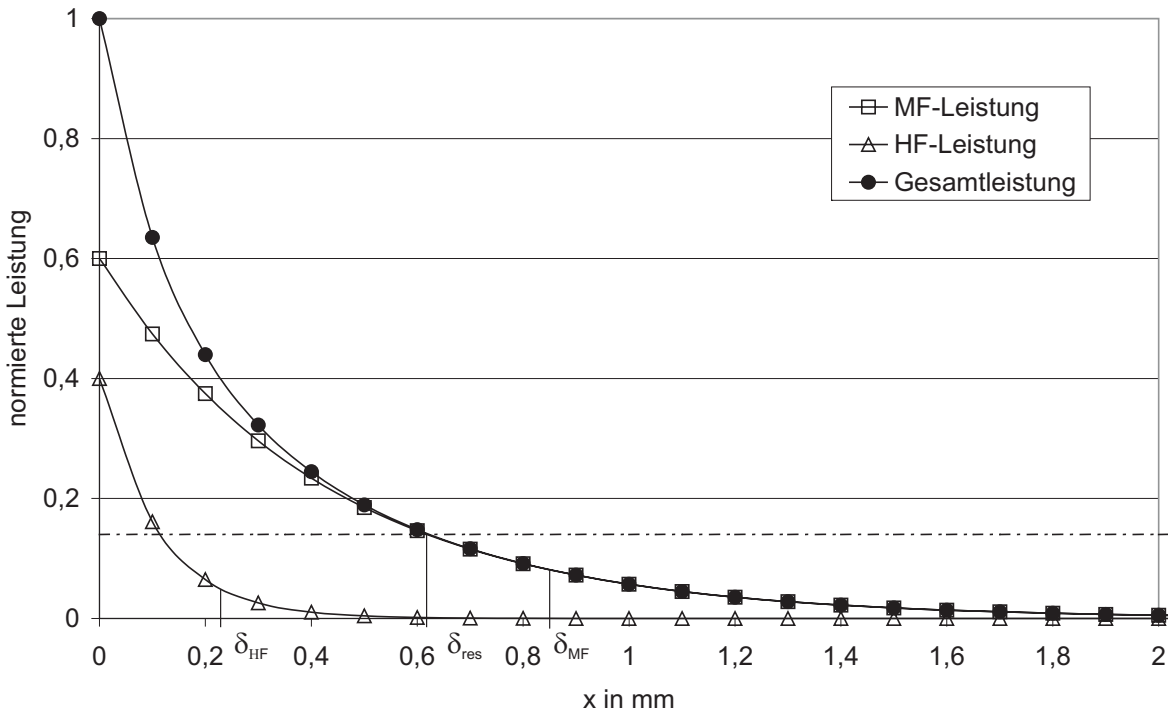

Bild 3.19: Leistungsumsetzung und elektromagnetische Eindringtiefe: $f_{MF} = 20\,\mathrm{kHz}$, $f_{HF} = 300\,\mathrm{kHz}$, HF-Anteil 40 %

Um eine möglichst oberflächennahe Erwärmung zu erzielen, ist eine sehr kleine resultierende elektromagnetische Eindringtiefe wünschenswert. Sie ist über MF und HF sowie über den Anteil der HF-Leistung bzw. MF-Leistung steuerbar. Zunächst soll der Einfluss der HF untersucht werden. Bild 3.20 zeigt die resultierende Wärmequellendichte sowie die resultierende elektromagnetische Eindringtiefe über den gesamten Frequenzbereich der HF. Die MF beträgt konstant $f_{MF} = 20\,\mathrm{kHz}$. Der HF-Anteil an der Gesamtleistung ist 40 %.

Die resultierende elektromagnetische Eindringtiefe verringert sich mit zunehmender Frequenz nur geringfügig von 0,65 auf $0,61\,\mathrm{mm}$. Über die Frequenz lässt sich kein nennenswerter Einfluss auf δ_{res} feststellen.

Wesentlich effizienter kann die resultierende elektromagnetische Eindringtiefe über den Anteil der HF-Leistung an der Gesamtleistung gesteuert werden. Wie Bild 3.21 zeigt, erfolgt die Leistungsumsetzung mit steigendem HF-Anteil zunehmend oberflächennaher. Im betrachteten Bereich des HF-Anteils von 20 bis 80 % kann die resultierende Eindringtiefe von $\delta_{res} = 0,75\,\mathrm{mm}$ auf $\delta_{res} = 0,3\,\mathrm{mm}$ mehr als halbiert werden.

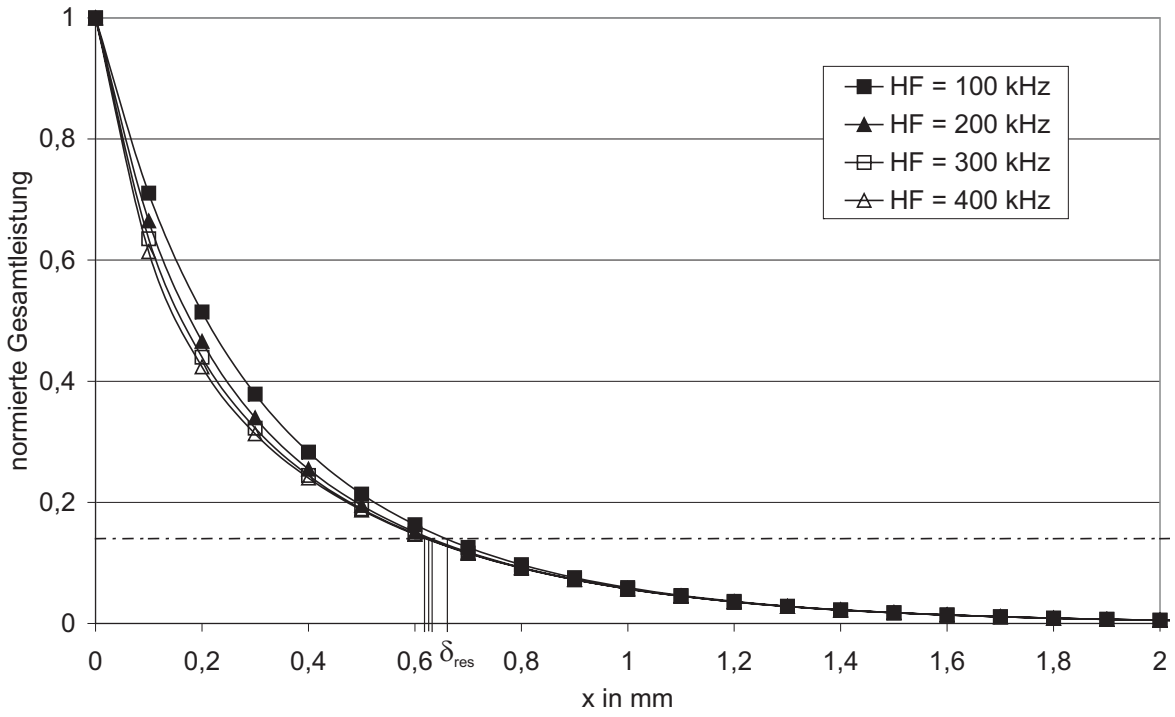

Bild 3.20: Resultierende elektromagnetische Eindringtiefe bei verschiedener HF: $f_{MF} = 20\,\text{kHz}$, HF-Anteil 40 %

In Kapitel 6.2.1 wird der Einfluss des HF-Anteils an der Gesamtleistung numerisch untersucht.

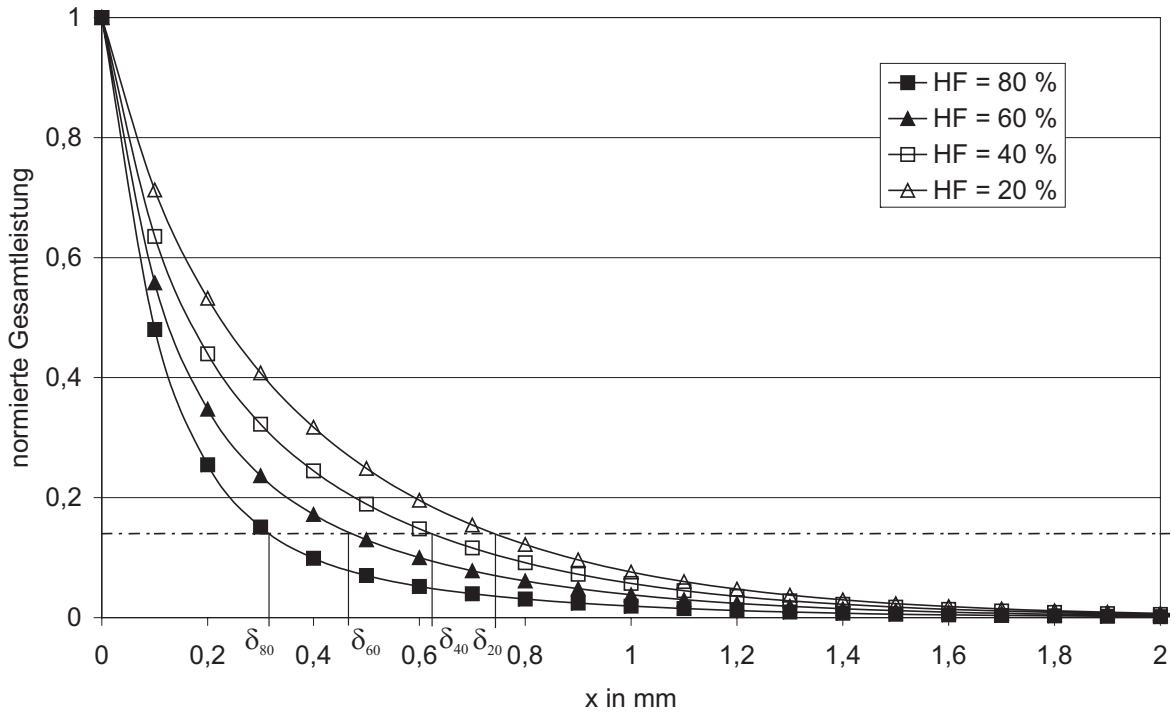

Bild 3.21: Resultierende elektromagnetische Eindringtiefe bei verschiedenen HF-Anteilen: $f_{MF} = 20\,\text{kHz}$, $f_{HF} = 300\,\text{kHz}$

4
Numerisches Simulationsmodell

Numerische Simulationsmodelle müssen einer Reihe von Anforderungen genügen, um zukunftsweisende induktive Härteaufgaben erfolgreich lösen zu können. Die zu härtenden Geometrien sowie das geforderte Härteprofil werden immer komplexer, so dass oft nur dreidimensionale Simulationsmodelle ausreichend genaue Berechnungen ermöglichen.

Ein weiterer wichtiger Aspekt ist die Kopplung von elektromagnetischem (EM) und thermischem Feld. Das EM-Feld überträgt die elektrische Energie auf das Werkstück. Es erwärmt sich durch die fließenden Wirbelströme. Hieraus resultiert ein Temperaturfeld. Die Materialeigenschaften, wie beispielsweise die elektrische Leitfähigkeit oder die Wärmeleitfähigkeit, weisen eine starke Abhängigkeit von der Temperatur auf. Da beim induktiven Härten binnen weniger Zehntel-Sekunden um mehrere 100 °C erwärmt wird, müssen die nichtlineraren Materialeigenschaften berücksichtigt werden. Über sie kann die Kopplung von elektromagnetischem und thermischem Feld gewährleistet werden.

Das kommerzielle Programm ANSYS [15, 16] wurde als Simulationssoftware verwendet und durch selbstgeschriebene Module erweitert. Das resultierende Programmpaket weist folgende Leistungsmerkmale auf [39]:

- 3D-Berechung induktiver Erwärmungsvorgänge
- Simulation transienter Erwärmungs-/Abkühlvorgänge
- Kopplung elektromagnetischer und thermischer Felder
- Implementierung temperaturabhängiger Materialeigenschaften
- Berücksichtigung der Werkstückrotation bei achsensymmetrischen Anordnungen
- Berechnung induktiver Erwärmungsvorgänge mittels der SDF-Technik (Zweifrequenz-Härten)

4.1 Simulationsanordnung

Untersucht wird der Erwärmungsvorgang beim induktiven Randschichthärten von Getriebeschnecken für Schneckengetriebe. Die Schneckenwelle dient als Beispiel einer komplexen Werkstückgeometrie, die in der Randschicht induktiv gehärtet werden soll. Bild 4.1 zeigt ein Schneckengetriebe. Die Daten der verwendeten Getriebeschnecke sind Tabelle 4.1 zu entnehmen [40]. Der Kopfkreisdurchmesser d_{a1} ist der Außendurchmesser der Getriebeschnecke im verzahnten Bereich. Die Verzahnungslänge b_1 gibt an, auf welcher Länge die Schneckenwelle eine Verzahnung mit dem Mittensteigungswinkel γ_m aufweist.

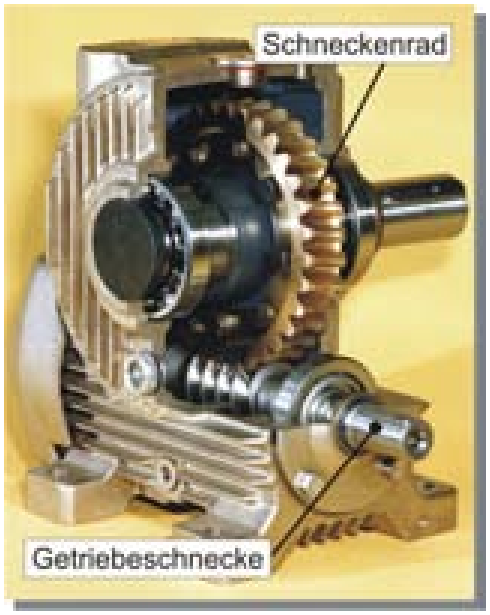

Bild 4.1: Schneckengetriebe

Tabelle 4.1: Schneckendaten

Bezeichnung	Wert
Modul m_x in mm	2,5
Kopfkreisdurchmesser d_{a1} in mm	33,0
Verzahnungslänge b_1 in mm	30,0
Mittensteigungswinkel γ_m in $^\circ$	10,18

Als Härtemethode wurde eine Ganzflächenhärtung mit Linieninduktoren nach Bild 3.3 gewählt. Die Linienleiter sind um 180 $^\circ$ über den Umfang versetzt angeordnet. In

Bild 4.2 ist die reale Härteanordnung zu sehen. Die Getriebeschnecke wird mittig zwischen dem Induktor platziert. Um einen möglichst großen Wirkungsgrad der Energieübertragung zu erzielen, der zum Erreichen der erforderlichen sehr kurzen Erwärmungszeiten notwendig ist, wurden hochpermeable Feldführungselemente verwendet. Abschreckbrausen sorgen für die zur Martensitbildung erforderliche schnelle Abkühlung der Randschicht.

In Bild 4.3 ist das abgeleitete numerische Simulationsmodell einschließlich der Vernetzung dargestellt. Das Berechnungsmodell nutzt vorhandene Symmetrien, die mit entsprechenden Randbedingungen im Berechnungszyklus berücksichtigt werden. Bei der Simulationsanordnung wurde die Hälfte eines Schneckenzahnes in Richtung der Rotationsachse der Getriebeschnecke modelliert. In Umfangsrichtung konnte das Berechnungsgebiet auf ein Viertel reduziert werden. Die geringe Schneckensteigung wurde nicht berücksichtigt.

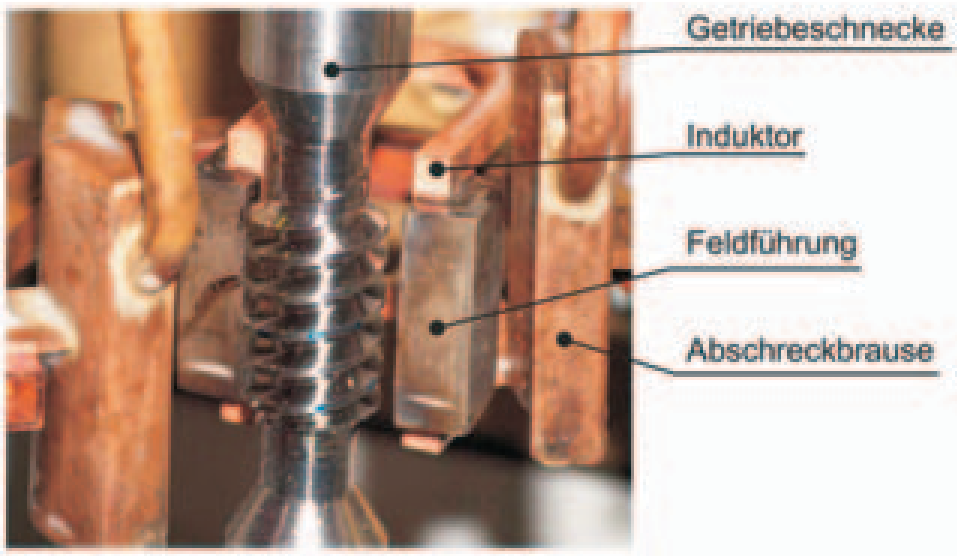

Bild 4.2: Reale Härteanordnung

4.1.1 Vernetzung

Damit die im Werkstück umgesetzte Joule´sche Wärme von ANSYS korrekt berechnet wird, sollten im Oberflächenbereich der Getriebeschnecke ca. 2-3 Finite Elemente innerhalb der elektromagnetischen Eindringtiefe δ liegen. Anderenfalls wird für die im Werkstück umgesetzte Leistung ein zu großer Wert berechnet. Folglich muss zunächst

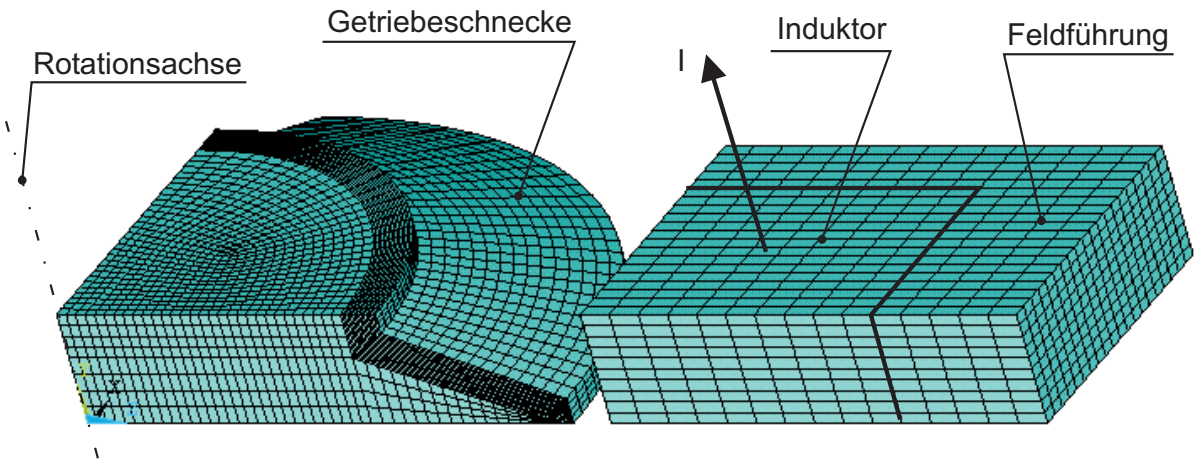

Bild 4.3: Simulationsmodell mit Vernetzung

δ nach Gleichung (3.16) berechnet werden, um eine hinreichend feine Vernetzung zu garantieren. Hierbei ist von Interesse, mit welcher minimalen Eindringtiefe δ_{min} bei dem betrachteten induktiven Erwärmungsvorgang zu rechnen ist.

Zur Berechnung der elektromagnetischen Eindringtiefe wird die relative Permeabilität μ_r, die elektrische Leitfähigkeit κ sowie die eingesetzte Frequenz f des Induktorstroms benötigt. Aus der Tabelle 4.2 können die für den betrachteten induktiven Erwärmungsvorgang relevanten Parameter entnommen werden. Die relative Permeabilität μ_{r20}, d. h. die feldstärkeabhängige relative Permeabilität bei 20 °C, kann über die auftretenden Oberflächenfeldstärken H ermittelt werden (vgl. Abschnitt 4.2.2). Die elektrische Leitfähigkeit κ ist von der Temperatur abhängig (siehe Bild 4.6), die zu Beginn des Erwärmungsvorgangs 20 °C und am Ende maximal ca. 1000 °C beträgt.

Tabelle 4.2: Parameter zur Ermittlung der elektromagnetischen Eindringtiefe

Bezeichnung	Wertebereich
Frequenz f in kHz	10 ... 400
magn. Feldstärke H in kA/m	80 ... 500
rel. Permeabiltität $\mu_{r20}(H)$	20 ... 5
Temperatur ϑ in °C	20 ... 950
elektr. Leitfähigkeit $\kappa(\vartheta)$ in $1/\Omega\text{m} \cdot 10^6$	4,48 ... 0,85

Die maximale elektromagnetische Eindringtiefe ergibt sich am Ende des Erwärmungsvorgangs bei minimaler Frequenz und berechnet sich zu $\delta_{max} = 5,5\,\text{mm}$. Die minimale elektromagnetische Eindringtiefe, die sich bei der maximalen Frequenz und Permeabilität zu Beginn des Erwärmungsvorganges ergibt, beträgt $\delta_{min} = 0,1\,\text{mm}$. Folglich sollte ein Element im Oberflächenbereich eine Dicke von ca. $\delta_{min}/3 = 0,035\,\text{mm}$ aufweisen, um eine hinreichende Diskretisierung für alle aufgeführten Prozessparameter zu gewährleisten.

In Bild 4.4 ist die Frequenzabhängigkeit von δ_{min} für verschiedene Werte von μ_r dargestellt. Hervorzuheben ist, dass die minimale elektromagnetische Eindringtiefe bei einer konstanten Frequenz während des transienten Erwärmungsvorgangs aufgrund der Temperaturabhängigkeit der relativen Permeabilität stark zunimmt. Bei einer Frequenz von 400 kHz verfünffacht sich δ_{min}. Somit könnte am Ende des Erwärmungsvorganges, wenn $\mu_r = 1$ ist, eine um den Faktor fünf gröbere Oberflächendiskretisierung gewählt werden. In der Simulationspraxis würde dies jedoch bedeuten, dass eine erneute Vernetzung erfolgen müsste. Des Weiteren kann daraus geschlossen werden, dass bei Wahl einer geringfügig gröberen Oberflächenvernetzung nur zu Beginn des Erwärmungsprozesses ein geringer Fehler auftreten kann.

Die Vernetzung des Berechnungsgebietes wurde unter der Vorgabe der ermittelten Netzfeinheit für bestimmte Regionen vom Simulationsprogramm selbstständig durchgeführt. Der Oberflächenbereich wurde so vernetzt, dass zwei Finite Elemente innerhalb von δ_{min} liegen. Auf eine noch feinere Vernetzung wurde aufgrund überproportional ansteigender Berechnungszeiten verzichtet. Beispielsimulationen zeigten, dass der daraus resultierende Fehler zu Beginn des Erwärmungsprozesses selbst bei den höchsten verwendeten Frequenzen unter 3 % liegt. Die übrigen Gebiete, wie beispielsweise der Kern der Getriebeschnecke, wurden gröber diskretisiert. Das entstandene Modell besitzt ca. 43400 Elemente und 27700 Knoten. Ein durchschnittlicher Berechnungslauf, der den transienten Erwärmungsvorgang für $0,5\,\text{s}$ simuliert, wobei das EM-Feld alle 10 ms neu berechnet wird, dauert auf einem PC mit einem $2,8\,\text{GHz}$ Pentium 4 Prozessor 6,5 Stunden.

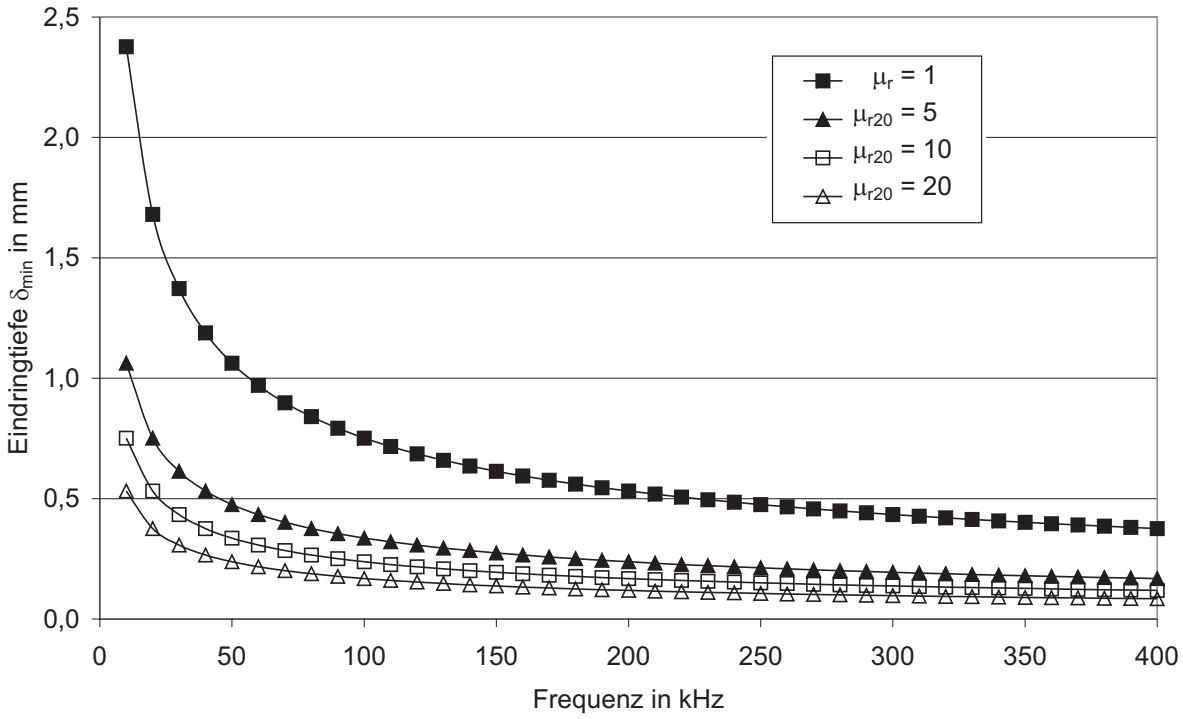

Bild 4.4: δ_{min} als Funktion der Frequenz und Permeabilität

4.2 Elektromagnetisches Modell

Das elektromagnetische Modell dient zur Bestimmung der Feldverteilung im gesamten Berechnungsgebiet zu einem bestimmten Zeitpunkt. Es ermittelt die im Werkstück umgesetzte Joule´sche Wärme, die als Eingabegröße für die transiente Temperaturfeldberechnung dient.

4.2.1 Elektromagnetische Randbedingungen

An den Grenzen des Berechnungsgebietes sind Randbedingungen derart zu definieren, dass die Simulationsergebnisse des Berechungsmodells denen der realen gesamten Anordnung entsprechen. Bild 4.5 zeigt das Berechnungsgebiet des Simulationsmodells einschließlich der angesetzten Randbedingungen für das EM-Feld. In den x-z-Ebenen der Gebietsgrenzen besitzt das magnetische Feld keine y-Komponente, d. h. $B_y = 0$. Die Feldlinien verlaufen parallel zur Gebietsgrenze. Die Komponenten des Vektorpotentials in x- und z-Richtung, A_x und A_z, sind folglich null.

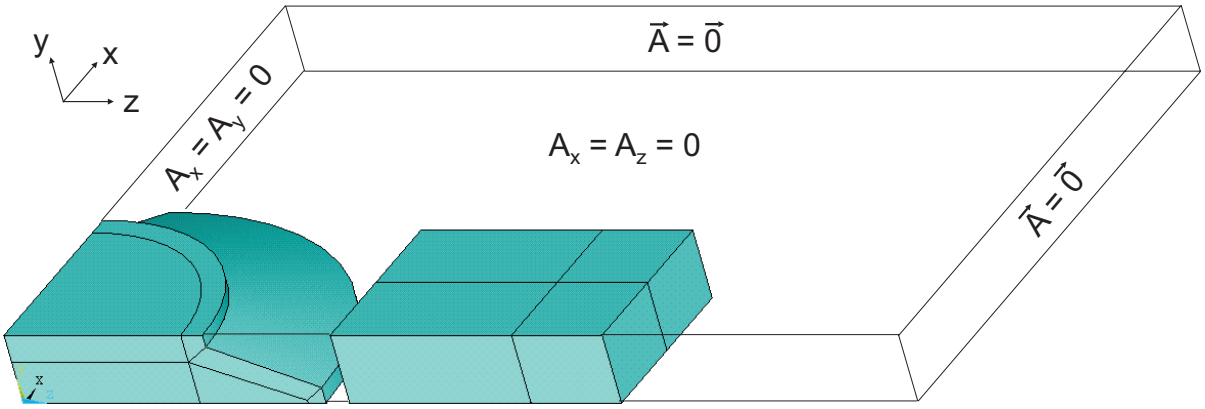

Bild 4.5: Berechnungsgebiet und elektromagnetische Randbedingungen

Aus Symmetriegründen besitzt das magnetische Feld in der x-y-Ebene der Gebietsgrenze, die durch die Getriebeschnecke verläuft, keine Komponente in z-Richtung. Die Vektorpotentiale A_x und A_y sind null. Für die Gebietsgrenze, die durch die Getriebeschnecke und den Induktor verläuft, mussten keine Randbedingungen explizit formuliert werden. Das Feld steht normal auf der Gebietsgrenze.

Die verbleibenden Grenzen des Berechnungsgebietes wurden so gewählt, dass das magnetische Feld praktisch auf null abgeklungen ist. Die jeweiligen Komponenten des Vektorpotentials wurden zu null gesetzt.

4.2.2 Elektrische Eingabegrößen

Der spezifische elektrische Widerstand ρ und die relative Permeabilität μ_r werden als temperaturabhänige Materialeigenschaften implementiert. Die Werte für ρ wurden der VDI-Richtlinie 3128 [41] für den Induktionsstahl 34CrMo4 entnommen (vgl. Bild 4.6).

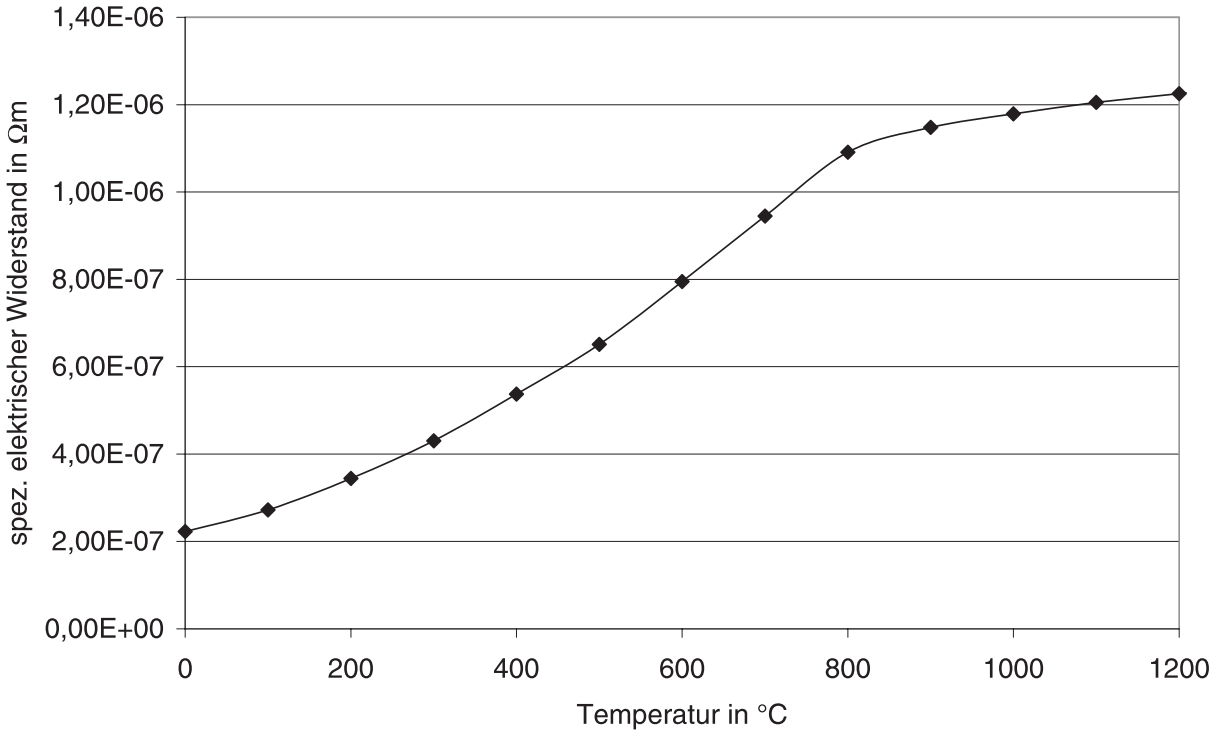

Bild 4.6: Spezifischer elektrischer Widerstand des Induktionsstahls 34CrMo4 als Funktion der Temperatur

Die relative Permeabilität stellt eine Funktion der Feldstärke und der Temperatur dar. Nach [42] gilt für Feldstärken $H > 1000\,\mathrm{A/m}$, welches beim induktiven Randschichthärten stets gegeben ist (siehe Tabelle 4.2),

$$\mu_r \quad = \quad \varphi(\vartheta) \cdot \Big(\mu_{r_{20}}(H) - 1\Big) + 1. \tag{4.1}$$

Die Abhängigkeit der relativen Permeabilität nach Gleichung (4.1) ist aus Messungen der effektiven Erwärmung bei Induktionserwärmungsverfahren ermittelt worden. Sie

stellt daher eine effektive Permeabilität dar, die bei der Berechnung von Induktionsvorgängen mit harmonischen Feldgrößen verwendet werden kann. Für zeitabhängige Feldberechnungen sind dagegen reale Permeabilitätswerte anzusetzen.

Der Wert für die relative Permeabilität bei Raumtemperatur $\mu_{r_{20}}(H)$ kann bei gegebener Feldstärke H nach [43] ermittelt werden. Die Funktion $\varphi(\vartheta)$ dient als Faktor. Sie besitzt bei Raumtemperatur den Wert 1 und wird beim Erreichen der Curie-Temperatur gleich null, so dass $\mu_r = 1$ ist.

Im Simulationsmodell wird der Wert für $\mu_{r_{20}}(H)$ über die im oberflächennahen Gebiet herrschende magnetische Feldstärke abgeschätzt. Die Temperaturabhängigkeit wird über die Funktion $\varphi(\vartheta)$ eingegeben. Bild 4.7 zeigt den implementierten temperaturabhängigen Verlauf der relativen Permeabilität μ_r bei $\mu_{r_{20}}(H) = 10$. Die Feldstärke im Oberflächengebiet beträgt in diesem Fall etwa $H = 200\,\mathrm{kA/m}$. Die Annahme $\mu_{r20} = 10$ stellt einen guten Kompromiss dar, wie im folgenden Abschnitt erläutert wird.

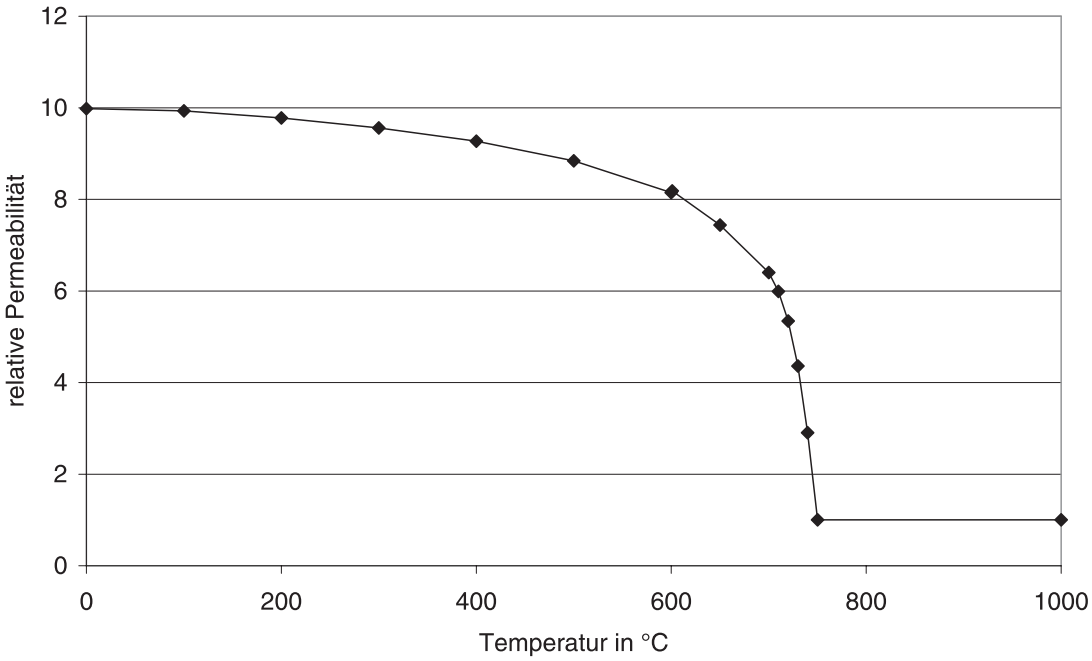

Bild 4.7: Temperaturabhängiger Verlauf von μ_r

Einfluss der Permeabilität auf das Simulationsergebnis

Um den Einfluss der Eingabegröße μ_{r20} auf das Berechnungsergebnis abschätzen zu können, werden numerische Simulationen mit den relativen Permeabilitäten mit den

Werten $\mu_{r20} = 5, 10$ und 20 durchgeführt. Die Werte repräsentieren den relevanten Wertebereich (vgl. Tabelle 4.2). Die Berechnungen werden für die SDF-Technik durchgeführt. Gewählt wird ein konstantes Verhältnis von MF- zu HF-Leistung von 70 % MF zu 30 % HF, das typisch für eine SDF-Erwärmung ist. Die Stromdichten wurden derart angepasst, dass am Ende der Erwärmung nach $0,36\,\mathrm{s}$ eine maximale Temperatur von ca. $\vartheta_{soll} = 950\,^{\circ}\mathrm{C}$ erreicht wird.

Untersucht wird der Erwärmungsvorgang für charakteristische Punkte im Zahnbereich. Aus Bild 4.8 kann die genau Position der Punkte an Zahnspitze, Zahngrund und auf der Symmetrieebene des Zahnes (später als Basis bezeichnet) ersehen werden. Die Endtemperaturen für die simulierten Erwärmungsvorgänge sind in Tabelle 4.3 eingetragen. Mit zunehmender Permeabiltät μ_{r20} steigt die Temperatur an der Zahnspitze. Der maximale Temperaturunterschied beträgt ca. 30 K. Die Endtemperatur am Zahngrund besitzt keine nennenswerte Abhängigkeit von der Permeabilität, im Gegensatz zur Basistemperatur, deren Endwert mit steigendem μ_{r20} um ca. 70 K sinkt. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass die Leistungsumsetzung mit steigender Permeabilität oberflächennaher erfolgt.

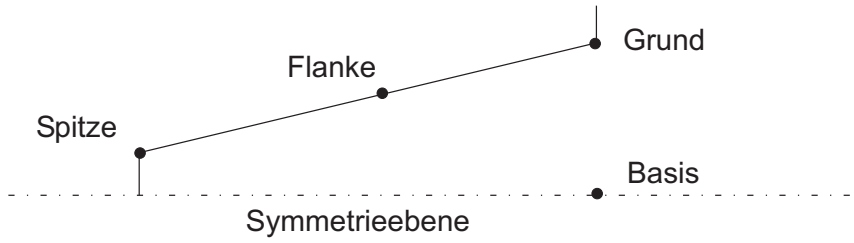

Bild 4.8: Position der betrachteten charakteristischen Punkte

Tabelle 4.3: Einfluss der Permeabilität auf das Simulationsergebnis

μ_{r20}	ϑ_{Spitze} in °C	ϑ_{Grund} in °C	ϑ_{Basis} in °C
5	817	914	419
10	837	903	389
20	846	905	353

Für alle folgenden Simulationen wird die Eingabegröße $\mu_{r20} = 10$ als Kompromiss gewählt. Bezugnehmend auf die Werte in Tabelle 4.3 beträgt die maximale Abweichung der Temperatur bei dieser Wahl an der Zahnspitze im Mittel ca. $\Delta\vartheta_{Spitze} = 15\,\mathrm{K}$ und an

der Basis ca. $\Delta\vartheta_{Basis} = 35\,\mathrm{K}$. Dies entspricht bei einer Bezugstemperatur von 950 °C einer Abweichung von 1,6 bzw. 3,6 %.

Eingeprägt wird ein konstanter Wert der elektrischen Stromdichte S im gesamten Induktor. Die Stromdichte besitzt nur eine Komponente in axialer Richtung der Getriebeschnecke. Eine weitere elektrische Eingabegröße stellt die Frequenz f des Stromes dar. Sie ist ebenfalls konstant.

4.2.3 Lösungsansatz

Die elektromagnetische Berechnung wird mit harmonischen Größen für den stationären Fall durchgeführt. ANSYS löst die Differentialgleichung für das elektromagnetische Vektorpotential $\underline{\vec{A}}$ nach Gleichung (3.8) (vgl. Kapitel 3.2.1) [44].

Die Lösung der Gleichungssysteme erfolgt durch den in ANSYS implementierten JCG-Gleichungslöser (Jacobi-Conjugate-Gradients). Dieses iterative Verfahren zeichnet sich durch eine sehr gute Konvergenz und geringe Rechenzeiten aus [16]. Es ist deshalb für dreidimensionale Berechnungen, in denen mehrere Millionen Unbekannte vorkommen können, im hohen Maße geeignet.

4.3 Thermisches Modell

Die thermischen Berechnungen konzentrieren sich auf das zu erwärmende Werkstück. Die Temperaturverläufe werden ausschließlich in der Getriebeschnecke ermittelt, da die übrigen Bereiche von untergeordnetem Interesse sind. Somit kann die Berechnungszeit auf ein Minimum reduziert werden.

4.3.1 Thermische Eingabegrößen

Eingegeben werden die temperaturabhängigen Materialdaten für die Wärmeleitfähigkeit λ und die spezifische Enthalpie h bzw. die spezifische Wärmekapazität c_p. Die Werte wurden wie bei den elektrischen Materialdaten der VDI-Richtlinie 3128 [41] für den Induktionsstahl 34CrMo4 entnommen. Die Materialwerte sind den Bildern 4.9 und 4.10 zu entnehmen. Zu Beginn der thermischen Berechnung wird eine Anfangstemperatur von 20 °C im gesamten Berechnungsgebiet vorgegeben.

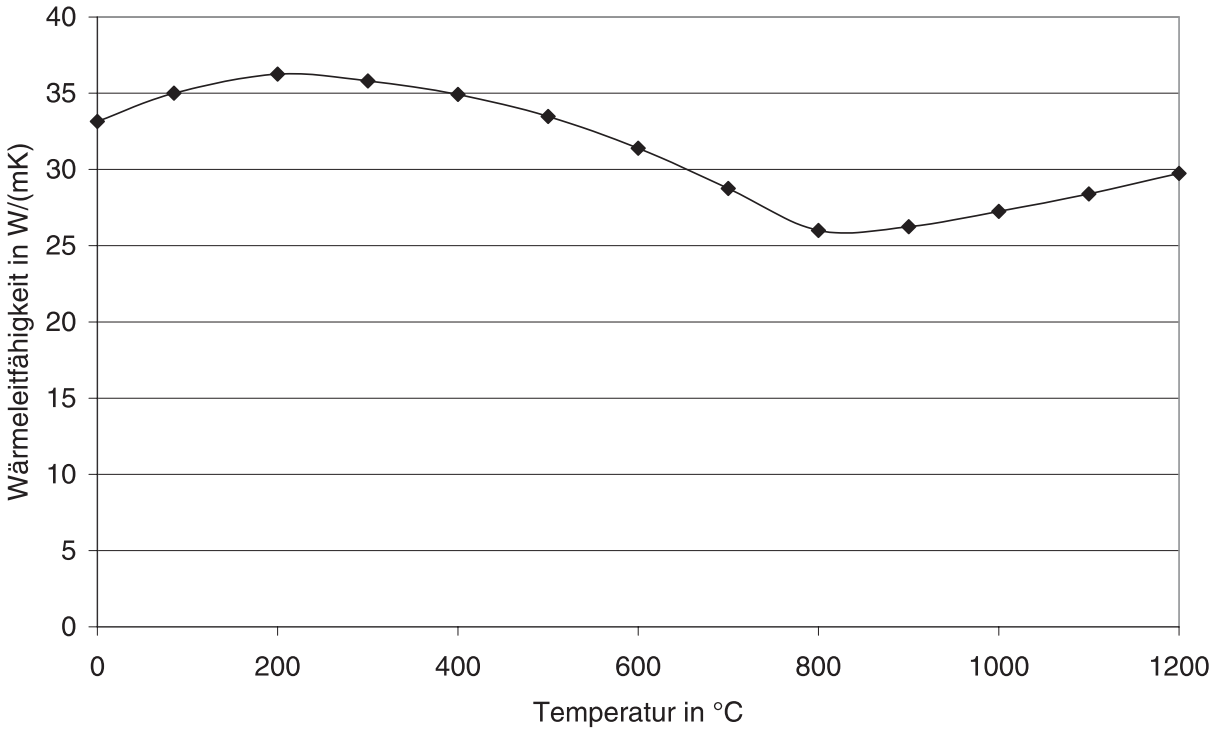

Bild 4.9: Wärmeleitfähigkeit des Induktionsstahls 34CrMo4 als Funktion der Temperatur

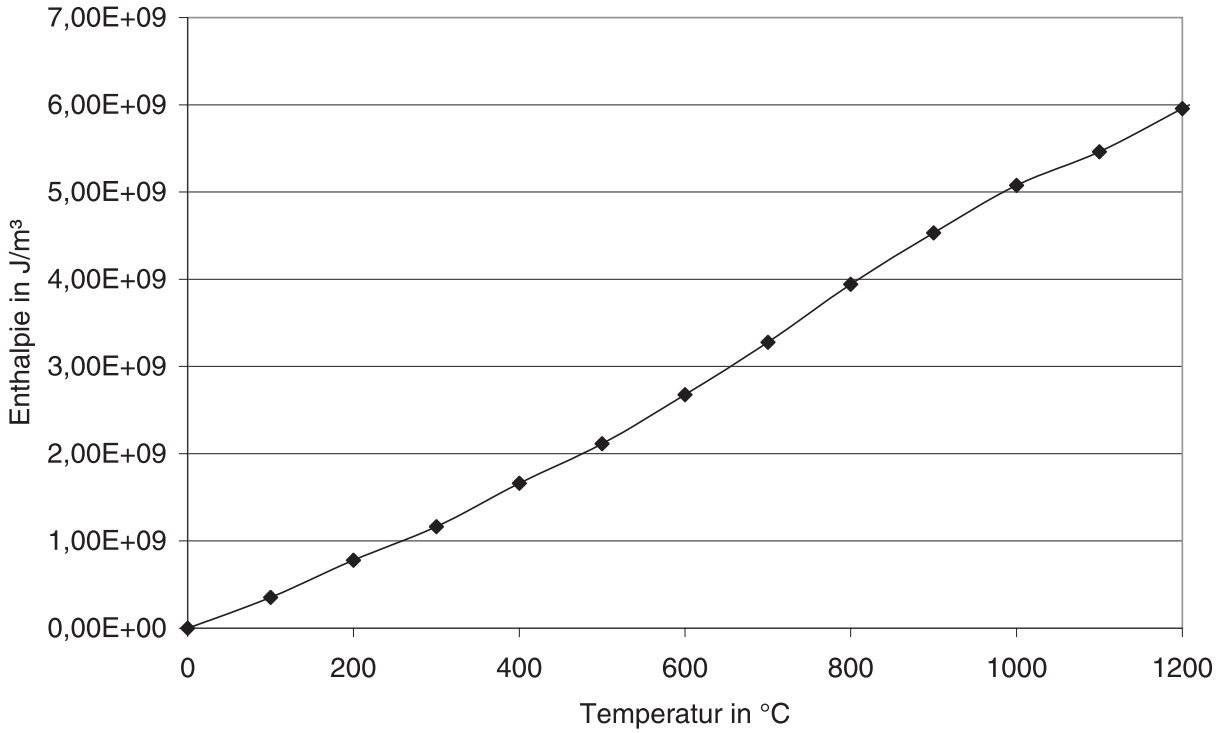

Bild 4.10: Enthalpie des Induktionsstahls 34CrMo4 als Funktion der Temperatur

4.3.2 Lösungsansatz

Das thermische Modell erlaubt eine transiente Analyse. Gelöst wird die Wärmeleitungsgleichung nach Gleichung (3.13) (vgl. Kapitel 3.2.2). Die Volumenleistungsdichte p wird mittels der elektromagnetischen Berechnung gewonnen. Das thermische Modell berücksichtigt weder die Wärmeabfuhr durch Wärmestrahlung noch die Wärmeverluste durch Konvektion an der Oberfläche der Schneckenwelle. Dass diese Vereinfachungen des Modells, die sich positiv auf die Berechnungszeit auswirkten, zulässig sind, zeigen die folgenden Abschätzungen.

Abschätzung der Strahlungsleistung

Das numerische Modell vernachlässigt die Wärmeabfuhr durch Wärmestrahlung über der Oberfläche der Getriebeschnecke. Dass diese Vereinfachung des Modells zulässig ist, zeigt eine Abschätzung der Strahlungsleistung. Hierzu wird eine Modellanordnung gewählt, bei der die Getriebeschnecke durch einen Zylinder mit dem Außenradius d_{a1}

und der Länge b_1 (vgl. Tabelle 4.1) angenährt wird. Ist der Zylinder von einer Umhüllung vollständig umschlossen, so kann nach [45] der Strahlungsaustausch zu

$$\Phi_{12} = A_1 C_{12} \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right] \tag{4.2}$$

mit

$$C_{12} = \frac{C_s}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right)} \tag{4.3}$$

ermittelt werden. Hierbei repräsentiert A_1 die Mantelfläche des angenäherten Zylinders der Getriebeschnecke, A_2 die umhüllende Fläche und $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ die entsprechenden Emissionsgrade. T_1 und T_2 kennzeichnen die Temperaturen der strahlenden Flächen in K. Unter der Annahme einer unendlich großen umschließenden Fläche und eines idealen schwarzen Strahlers kann die Strahlungsaustauschkonstante zu $C_{12} = C_s = 5,67\,\mathrm{W/m^2K^4}$ berechnet werden. Die Mantelfläche des angenäherten Zylinders wird über den Kopfkreisdurchmesser d_{a1} und der Verzahnungslänge b_1 bestimmt und beträgt $A_1 = \pi d_{a1} b_1 = 3,11 \cdot 10^{-3}\mathrm{m^2}$. Eine Getriebeschnecke, die auf 1223 K erwärmt wird, gibt somit nach Gleichung (4.2) bei einer Raumtemperatur von 293 K eine Wärmestrahlung von ca. $\Phi_{12} = 460\,\mathrm{W}$ an die Umgebung ab.

Wir betrachten einen Erwärmungsversuch, indem die Getriebeschnecke in $0,36\,\mathrm{s}$ auf ca. $950\,^\circ\mathrm{C}$ homogen über der Oberfläche erwärmt wird. Die abgegebene Strahlungsleistung über der Zeit wurde numerisch ermittelt. Wie Bild 4.11 zeigt, steigt die Strahlungsleistung im Laufe der Erwärmung stetig an. Da die Temperatur am Ende der Erwärmung langsamer ansteigt als zu Beginn, erhöht sich die Strahlungsleistung entsprechend langsamer.

Die in der Getriebeschnecke umgesetzte mittlere Leistung beträgt ca. 60 kW. Die während des Aufheizvorganges abgegebene mittlere Strahlungsleistung beträgt 130 W. Somit ergibt sich ein Anteil der Strahlungsleistung bezogen auf die im Werkstück umgesetzte Leistung von $< 0,3\,\%$. Die Vernachlässigung der Strahlungsleistung gegenüber der Aufheizleistung ist aufgrund des geringen Fehlers zulässig.

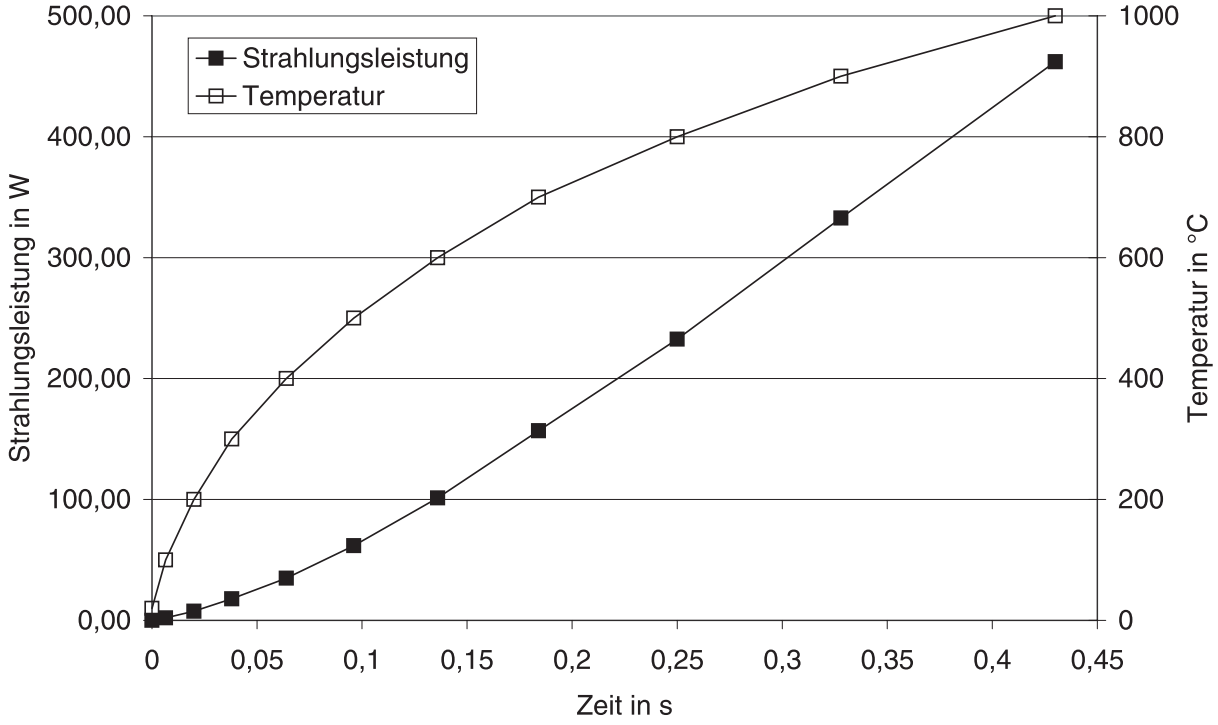

Bild 4.11: Strahlungsleistung und Temperaturverlauf eines Erwärmungsvorganges

Abschätzung der Konvektionsverluste

Der konvektive Wärmeübergang im Oberflächenbereich der Schnecke wird im numerischen Simulationsmodell nicht betrachtet. Eine Abschätzung der durch Konvektion über die Oberfläche abgeführten Leistung bestätigt diese Vereinfachung des Berechnungsmodells. Als Modellanordnung wird eine parallel mit Luft überströmte ebene Platte betrachtet [45]. Die charakteristische Länge L der Platte entspricht dem Umfang der Getriebeschnecke für den maximalen Durchmesser. Die Geschwindigkeit u der Luftströmung wird über die Rotationsgeschwindigkeit der Schneckenwelle am Außenradius ermittelt.

Die abgeführte Leistung lässt sich durch den Zusammenhang

$$P_{konv} = A\,\alpha_m \left(\vartheta_{Schn} - \vartheta_{Luft}\right) \tag{4.4}$$

mit A als überströmte Fläche (Zylinderfläche am Außenradius $d_{a1}/2$ über der Verzahnungslänge b_1) und α_m als mittleren Wärmeübergangskoeffizienten, den es im Folgenden zu bestimmen gilt. Dies gelingt über die mittlere auf eine charkteristische Länge bezogene Nusselt-Zahl $\overline{Nu}_L = (\alpha_m L)/\lambda$.

Über die Reynolds- und Prandtl-Zahl, zu deren Bestimmung Stoffwerte von Luft bei einer Temperatur von $\vartheta = 500\,^{\circ}\mathrm{C}$ verwendet wurden, konnte die mittlere Nusselt-Zahl zu $\overline{Nu}_L = 22$ errechnet werden. Damit ergibt sich ein mittlerer Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_m = 12\,\mathrm{W}/\left(\mathrm{m}^2\mathrm{K}\right)$. Nach Gleichung (4.4) ergibt sich mit $\vartheta_{Schn} = 950\,^{\circ}\mathrm{C}$ und $\vartheta_{Luft} = 20\,^{\circ}\mathrm{C}$ eine durch Konvektion abgeführte maximale Leistung von $P_{konv} = 35\,\mathrm{W}$. Diese Leistung ist um den Faktor 13 kleiner als die maximale Leistung, die durch Wärmestrahlung abgegeben wird. Der Anteil der maximal durch Konvektion abgegebenen Leistung, bezogen auf die im Werkstück umgesetzte Leistung, beträgt $0{,}06\,\%$. Der konvektive Wärmeübergang kann folglich vernachlässigt werden.

4.4 Gekoppeltes System

4.4.1 Simulationszyklus

Bei der Simulation des induktiven Erwärmungsprozesses zum Randschichthärten ist eine Kopplung von elektromagnetischem und thermischem Feld notwendig. Die Realisierung anhand des kompletten Simulationszyklus zeigt Bild 4.12.

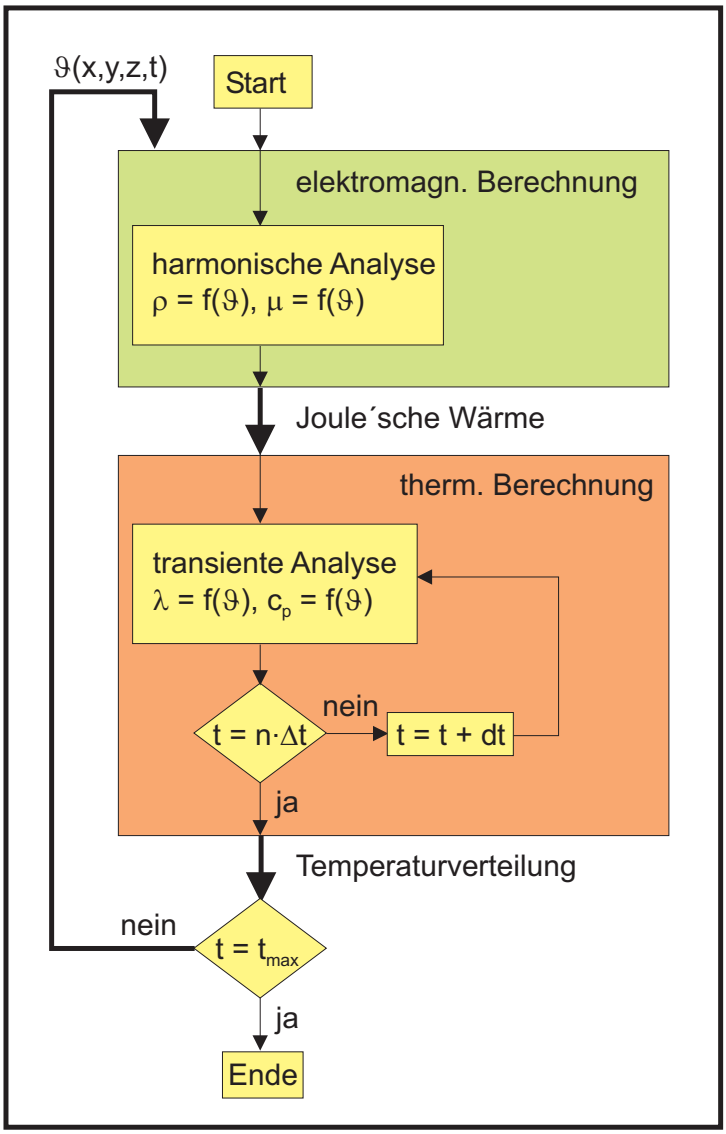

Bild 4.12: Simulationszyklus

Zuerst beginnt die harmonische elektromagnetische Berechnung. Als Ergebnis erhält man die im Werkstück generierte Joule´sche Wärme, die als Eingabegröße für die folgende transiente Berechnung des Temperaturfeldes dient. Jede thermische Berechnung

wird für einen globalen Zeitschritt Δt durchgeführt. Die Unterschritte dt werden von ANSYS in vorgegebenen Grenzen selbst gewählt.

Das Ergebnis der Berechnung ist die dreidimensionale Temperaturverteilung $\vartheta(x,y,z,t)$ im gesamten Werkstück zu einer bestimmten Zeit t. Ist die Endzeit t_{max} noch nicht erreicht, so beginnt ein erneuter Berechnungszyklus mit den aktualisierten temperaturabhängigen Materialdaten.

4.4.2 Sequentielle Berechnung

Das EM-Feld wird für die diskreten Zeitschritte Δt berechnet. Eine ausreichende Kopplung zwischen elektromagnetischem und thermischem Feld, gleichbedeutend mit einer hinreichend häufigen Aktualisierung der temperaturabhängigen Materialeigenschaften für die EM-Feldberechnung, ist gewährleistet, wenn die Zeitkonstante τ des Erwärmungsvorgangs wesentlich größer ist als Δt, dem zeitlichen Abstand zweier EM-Feldberechnungen. Um τ zu berechnen, kann ein vereinfachtes thermisches Ersatzschaltbild betrachtet werden, das aus dem Strahlungsanteil des Wärmewiderstandes R_{wStr} und der parallelgeschalteten Wärmekapazität der Schnecke C_{wSchn} besteht. Der Wärmewiderstand der Getriebeschnecke kann vernachlässigt werden. Die dem System zugeführte Leistung $P_{zu} = 60\,\mathrm{kW}$ wird als konstant angenommen.

Die Leistungbilanz

$$P_{zu} = P_{Speicher}(t) + P_{Verluste}(t) \tag{4.5}$$

führt zu einer Differentialgleichung

$$P_{zu} = C_{wSchn}\frac{d\,\Delta\vartheta(t)}{dt} + \frac{\Delta\vartheta(t)}{R_{wStr}} \tag{4.6}$$

erster Ordnung, über deren Lösung

$$\Delta\vartheta(t) = P_{zu}R_{wStr}\left(1 - e^{-t/\tau}\right) \tag{4.7}$$

sich die Zeitkonstante τ berechnen lässt:

$$\tau = -\frac{t}{ln\left(1 - \frac{\Delta\vartheta(t)}{P_{zu}R_{wStr}}\right)}. \tag{4.8}$$

Die Zeitkonstante τ sinkt zwar während des Erwärmungsvorganges von 250 auf 75 s (vgl. Bild 4.13). Sie ist jedoch zu jedem Zeitpunkt um den Faktor 100 größer als die gewählte Schrittweite Δt. Somit ist eine ausreichende Kopplung zwischen elektromagnetischem und thermischem Feld gewährleistet.

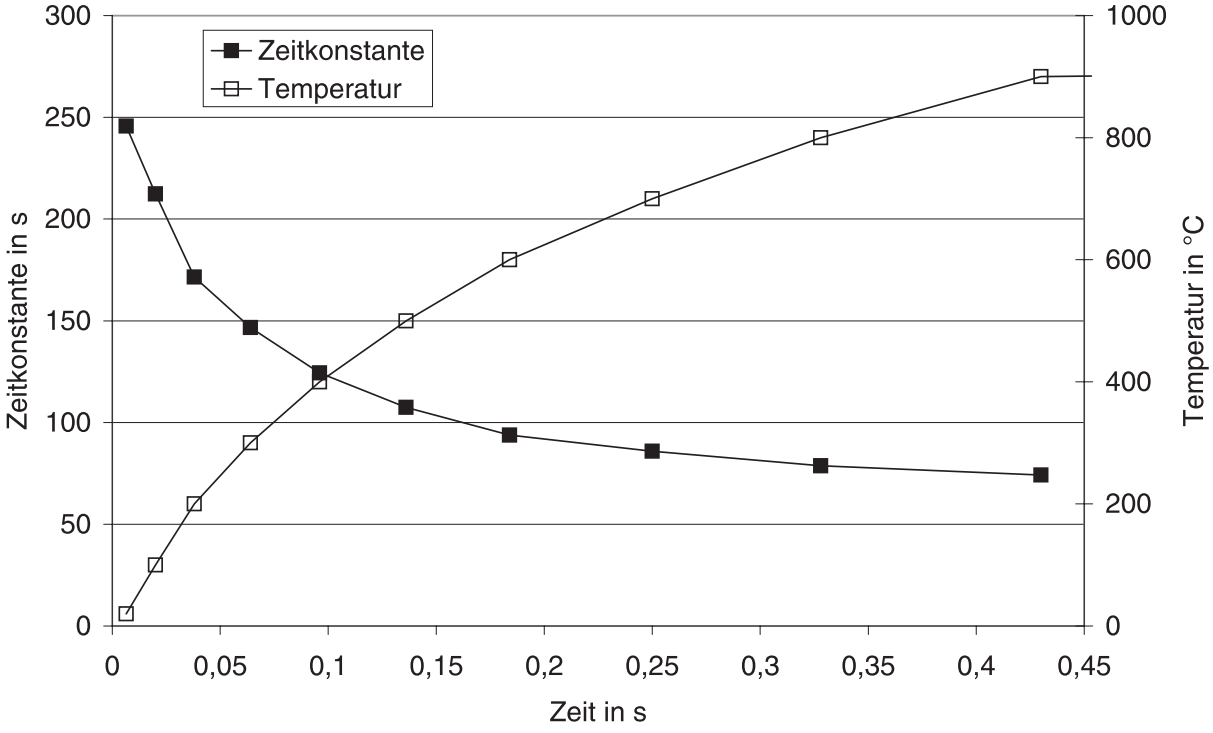

Bild 4.13: Zeitkonstante und Temperaturverlauf eines Erwärmungsvorganges

4.4.3 Erwärmungsverlauf bei der SDF-Technik

Bei der SDF-Technik treten simultan zwei Ströme mit unterschiedlichen Frequenzen auf. Das Simulationsmodell erlaubt allerdings die Eingabe *einer* Frequenz und *eines* Stromes für *einen* Zeitschritt. Deshalb wird das EM-Feld zunächst für eine Stromdichte und Frequenz berechnet und für den nächsten Zeitschritt Δt für die zweite Stromdichte und Frequenz. Inwieweit sich die abwechselnde Berechnung mit HF und MF auf das Erwärmungsprofil auswirkt, wird im folgenden Abschnitt untersucht.

Zunächst wird der Erwärmungsverlauf für charakteristische Punkte im Zahnbereich untersucht, die in Bild 4.8 dargestellt sind. Die Berechnung wurde zunächst für Zeitschritte $\Delta t = 0,002\,\mathrm{s}$ durchgeführt, die im Gegensatz zu den Standardzeitschritten von $0,01\,\mathrm{s}$ sehr klein sind und einen nahezu idealen Erwärmungsverlauf erwarten lassen,

der keine gravierenden Einflüsse der sequentiellen Berechnung der Frequenzen mit sich bringt. Um Parameterstudien durchzuführen, sollte die Standarddiskretisierung gewählt werden, da sie mit einer Berechnungszeit von ca. 6,5 Stunden für einen typischen SDF-Berechnungslauf eine um den Faktor 5 kürzere Rechenzeit benötigt.

In Bild 4.14 ist der Temperaturverlauf über der Zeit für die SDF-Berechnung dargestellt. Der treppenartige Verlauf ist auf den Einfluss der HF bzw. MF zurückzuführen, der im Folgenden noch detailliert erläutert wird. Zu Beginn der Erwärmung erfährt der Zahngrund die größte Erwärmung, da dort über die MF 70 % der Gesamtleistung eingekoppelt werden. Im Zeitbereich von ca. 0,1 bis $0,25$ s ist die Zahnspitze am heißesten, da es zum Wärmestau im Zahn und zur Wärmeabfuhr vom Zahngrund in den wesentlich kälteren Kern der Getriebeschnecke kommt. Erreicht der Zahn die Curie-Temperatur von ca. 750 °C, so nimmt die Leistungsaufnahme an der Zahnspitze ab. Der Zahngrund erwärmt sich in stärkerem Maße und besitzt am Ende der Erwärmung eine um ca. 80 K höhere Temperatur als die Zahnspitze. Die Basis besitzt einen stetigen Verlauf, da die Erwärmung vorwiegend durch Wärmeleitungseffekte hervorgerufen wird. Die Temperatur beträgt ca. 400 °C und liegt damit, wie es beim Randschichthärten notwendig ist, unter der Austenitisierungstemperatur.

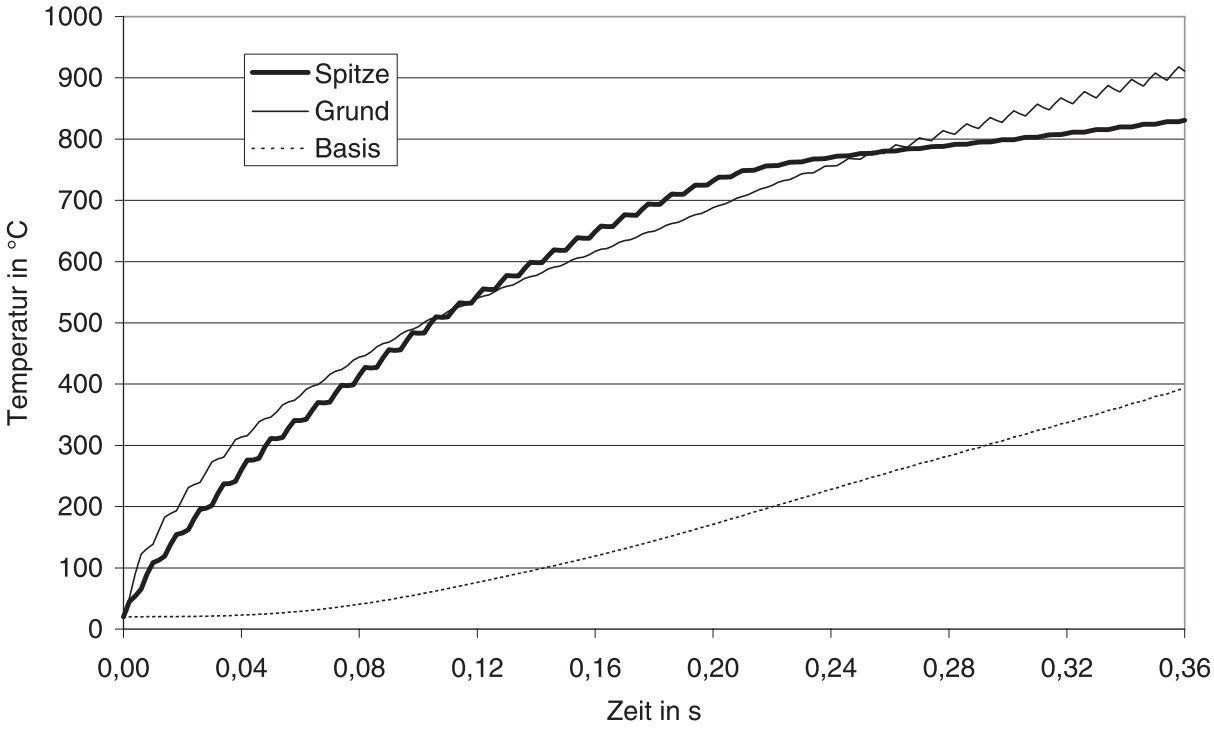

Bild 4.14: Temperaturverlauf bei der SDF-Erwärmung

Die Reihenfolge der HF- und MF-Zeitschritte kann unterschiedlich organisiert werden. Bild 4.15 zeigt den idealisierten Erwärmungsverlauf an einem festgelegten Bezugspunkt, an dem HF- und MF-Energie gleichermaßen wirken. Dargestellt werden drei untersuchte Varianten von MF- und HF-Berechnung. Die Gerade durch den Ursprung kennzeichnet den idealen Erwärmungsverlauf, den eine simultane Erwärmung mit 30 % HF- und 70 % MF-Leistung hervorrufen würde. Folgende Berechnungszyklen wurden untersucht:

- Variante 1 (1MF-1HF-...): Zunächst wird für einen Zeitschritt Δt das EM-Feld für 70 % MF-Leistung, danach für einen Zeitschritt mit 30 % HF-Leistung berechnet. Anschließend wiederholt sich die Berechnungsreihenfolge. Der Berechnungszyklus endet mit einer Erwärmungsphase durch die HF-Leistung. Der Erwärmungsverlauf liegt oberhalb des idealisierten Temperaturverlaufs.

- Variante 2 (1HF-1MF-...): Zunächst wird für einen Zeitschritt Δt das EM-Feld für 30 % HF-Leistung berechnet, bevor es für einen Zeitschritt für 70 % MF-Leistung ermittelt wird. Anschließend wiederholt sich die Berechnungsreihenfolge. Der Berechnungszyklus endet mit einer Erwärmungsphase durch die MF-Leistung. Der Erwärmungsverlauf liegt unterhalb des idealisierten Temperaturverlaufs.

- Variante 3 (1HF-2MF-...): Die Simulation beginnt mit der Berechnung eines Zeitschrittes Δt für 30 % HF-Leistung. Danach wird für zwei Zeitschritte mit jeweils 70 % MF-Leistung das EM-Feld ermittelt, bevor erneut für 2 Zeitschritte das HF-Feld berechnet wird. Danach erfolgt wiederum eine Berechnung für 2 Zeitschritte mit MF-Leistung und 2 Zeitschritte mit HF-Leistung usw. Der Berechnungszyklus endet mit einer Erwärmungsphase mit HF-Leistung. Der Erwärmungsverlauf liegt teils oberhalb, teils unterhalb der idealsierten Kennlinie.

Bild 4.16 zeigt den Temperaturverlauf an der Zahnspitze für die drei vorgestellten Varianten der EM-Feldberechnung und den als ideal angenommen Temperaturverlauf, der durch die Diskretisierung in kleinste Zeitschritte ermittelt wurde. Bis zum Erreichen der Curie-Temperatur nach ca. $0,22$ s ist der Einfluss der HF bzw. MF deutlich zu erkennen. Liegt ein HF-Feld vor, so erfährt die Zahnspitze eine starke Erwärmung, da

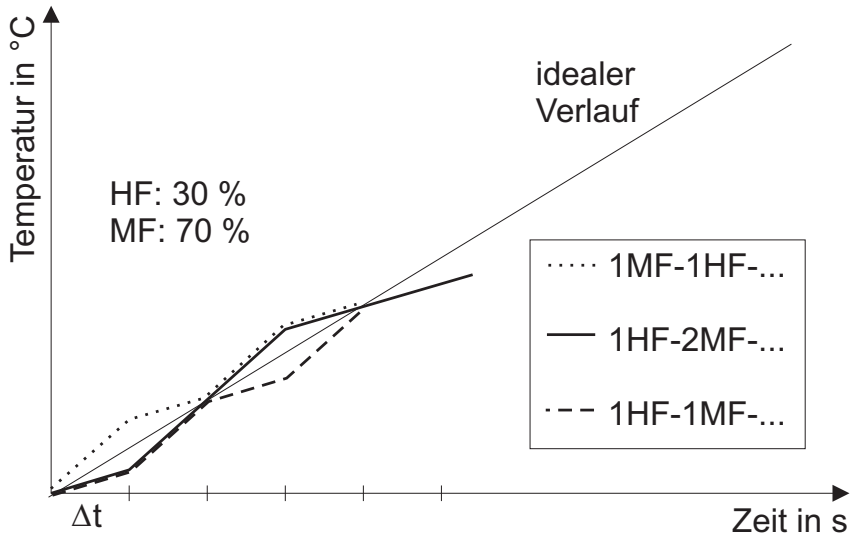

Bild 4.15: Realisierung der EM-Feldberechnung bei der SDF-Erwärmung

die Wärmequellen direkt im Zahnspitzenbereich generiert werden. Wird ein MF-Feld berechnet, so wird die Leistung aufgrund der größeren elektromagnetischen Eindringtiefe überwiegend im Zahngrund umgesetzt. Die Zahnspitze wird überwiegend durch Wärmeleitung erwärmt. Ab dem Curie-Punkt, bei dem das Material den Ferromagnetismus verliert, wird nur geringfügig Leistung in der Zahnspitze eingebracht. Der Einfluss der HF bzw. MF ist nicht mehr erkennbar. Der Temperaturanstieg erfolgt langsam und gleichmäßig.

Am Zahngrund kann zu Beginn der Erwärmung ebenfalls ein starker Einfluss von HF bzw. MF erkannt werden, der bis ca. $0,1\,\mathrm{s}$ kontinuierlich abnimmt (vgl. Bild 4.17). Die MF erwärmt stark, während die HF geringfügig erwärmt. Im Zeitbereich von 0,1 bis $0,24\,\mathrm{s}$ kommt der Einfluss der Wärmeleitung zum Kern der Getriebeschnecke immer deutlicher zum Tragen. Im Zahnkopfbereich kommt es zum Wärmestau. Insgesamt ist dieser Zeitbereich durch eine homogene Erwärmung gekennzeichnet. Ab der Curie-Temperatur steigt der Einfluss der MF-Leistung. Bei der MF wird der Zahngrund direkt erwärmt. Während der HF-Phase sinkt die Temperatur im Zahngrund, da mehr Leistung durch Wärmeleitung in den Kern der Getriebeschnecke fließt, als durch die HF in den Zahngrund eingebracht wird.

Der Einfluss der Varianten der Berechnungszyklen auf die Endtemperatur im Zahngrund ist nennenswert. Liegt im letzten Zeitschritt ein MF-Feld vor, wie bei Variante 2, so kann die Temperatur in diesem letzten Zeitschritt um $50\,\mathrm{K}$ steigen. Liegt im letz-

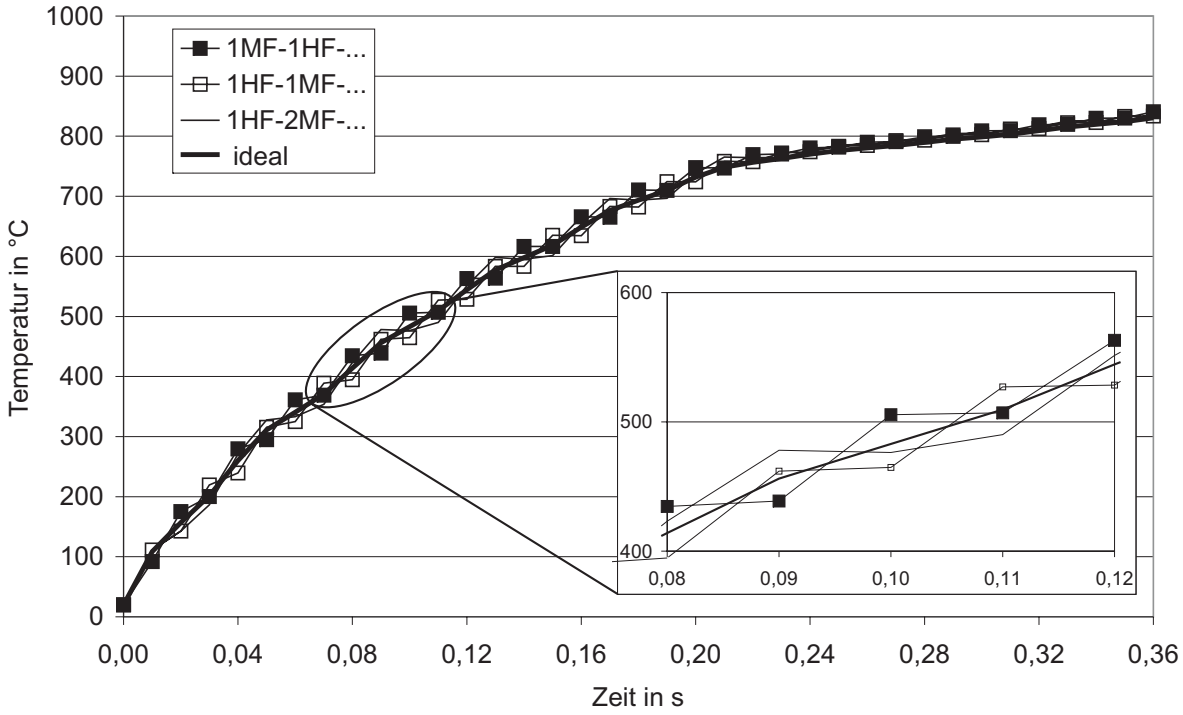

Bild 4.16: Temperaturverlauf an der Zahnspitze

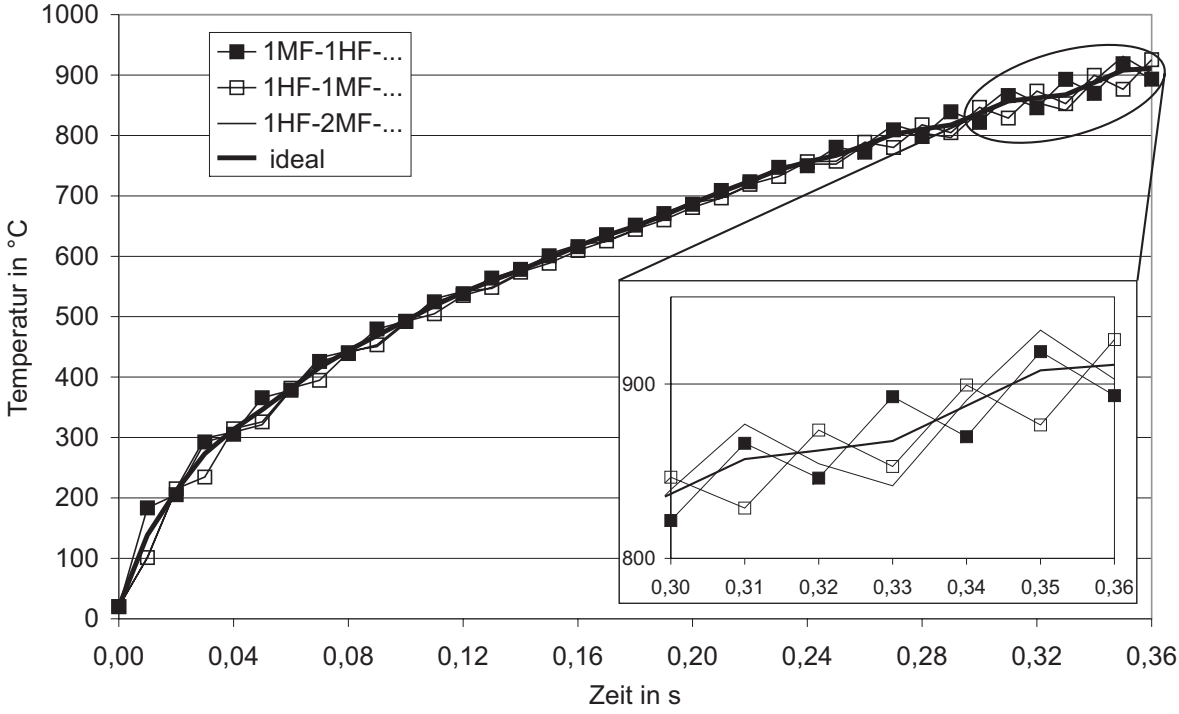

Bild 4.17: Temperaturverlauf am Zahngrund

ten Zeitschritt ein HF-Feld vor, wie es bei Variante 1 und 3 vorkommt, liegt am Ende des Zeitschritts eine um ca. 30 K geringere Temperatur vor. Die durch die Verwendung kleinster Zeitschritte erzielte Endtemperatur liegt zwischen den Extremen der drei Varianten. In der Regel ist ein Temperaturunterschied zum idealen Verlauf von 25 K, welches einer Abweichung von $2,5\,\%$ bei einer Bezugstemperatur von $1000\,^{\circ}\mathrm{C}$ entspricht, aus praxisrelevanter Sicht zulässig. Folglich kann zur Ermittlung des Temperaturprofils am Ende der Erwärmung jede Variante benutzt werden. Für Parameterstudien ist jedoch darauf zu achten, dass stets dieselbe Berechnungsvariante gewählt wird. Für alle folgenden Berechnungen wird die Variante 3 gewählt.

5
Optimierung mittels numerischer Simulation

5.1 Einführung

Numerische Simulationen werden zur Optimierung bei verschiedensten Problemstellungen eingesetzt. Die klassische Vorgehensweise ist die Durchführung von Parameterstudien zur Bestimmung des Optimums. Bei dieser manuellen Optimierung wird ein Set von Eingabegrößen definiert, mit dem eine numerische Berechnung durchgeführt wird. Nach der Auswertung des Simulationsergebnisses werden daraus abgeleitete neue Werte der Eingabegrößen bestimmt und ein erneuter Berechnungslauf gestartet. Auf diesem Weg tastet sich der Anwender Schritt für Schritt an das Optimum heran.

Ein Beispiel dieser Vorgehensweise ist die Optimierung des Betriebs und des Energiebedarfs bei induktiven Schmiedeblock-Erwärmern [46, 47]. Mittels Parameterstudien der Einflussgrößen Frequenz des Induktorstroms und Durchsatz konnte der optimale Betrieb unter dem Aspekt Produktqualität und Energiebedarf ermittelt werden. Hierzu wurde ein speziell für induktive Durchlaufanlagen entwickeltes numerisches Simulationsprogramm entwickelt.

Die manuelle Optimierung stößt an ihre Grenzen, wenn zahlreiche Parameter das Simulationsergebnis signifikant beeinflussen. Als Beispiel sei die Optimierung des Designs industrieller induktiver Querfeld-Banderwärmungsanlagen genannt [14]. Zum Erreichen eines optimalen, beispielweise homogenen Temperaturprofils über der Breite eines Blechs sind die Geometrie des Induktors, dessen Abstand und Lage zum Blech sowie die Frequenz und Größe des Induktorstromes anzupassen. Da sich die Einflussgrößen teilweise gegenseitig beeinflussen und der tendenzielle Einfluss auf das Simulationsergebnis beim Variieren einer Größe nicht zwingend erkennbar ist, kann der Aufwand einer manuellen Optimierung beliebig hoch werden.

Vor diesem Hintergrund bietet sich, auch aufgrund ständig wachsender Rechnerleistungen, die mathematische Optimierung an, die in zahlreichen Anwendungsgebieten erfolgreich eingesetzt wird [48–50]. Sie bietet den großen Vorteil, dass sie nach der

Festlegung der notwendigen Randbedingungen, die in den folgenden Abschnitten ausführlich beschrieben werden, das Optimum automatisch findet. Zeitintensive manuelle Parameterstudien zur Ermittlung des besten Resultats können somit in nennenswertem Umfang reduziert werden.

Formal kann die Optimierung auf die Bestimmung eines Extremwertes für eine Funktion f_z, der sogenannten Zielfunktion, zurückgeführt werden. Die Formulierung der Zielfunktion muss so gewählt werden, dass es sich um ein Minimierungsproblem handelt. Die Funktion beschreibt das zu optimierende Kriterium und besitzt Abhängigkeiten von Größen, den sogenannten Designvariablen, die das betrachtete System signifikant beeinflussen [51–53]. In den folgenden Kapiteln werden die Begriffe und die Anwendung der automatischen Optimierung erläutert.

5.2 Begriffsdefinitionen

5.2.1 Designvariablen

Als Designvariablen werden alle Größen bezeichnet, die ein Berechnungs- bzw. Simulationsergebnis beeinflussen. Bei einer großen Anzahl von Designvariablen kann es sinnvoll sein diese zu reduzieren. Mögliche Abhängigkeiten der Variablen untereinander, bei denen eine Designvariable auf eine andere zurückgeführt werden kann, sollten berücksichtigt werden. Des Weiteren kann eine Auswahl von Designvariablen vorgenommen werden, die das betrachtete System im besonderen Maße beeinflussen. Hierfür muss Expertenwissen vorhanden sein.

5.2.2 Zielfunktion

Die sogenannte Zielfunktion beschreibt in einer Gleichung das Optimierungskriterium. Das Optimierungsziel muss folglich, anders als bei einer manuellen Optimierung, formal beschreibbar sein. Oft ist die Formulierung der Zielfunktion die größte Herausforderung bei der mathematischen Optimierung. Schließlich müssen die charakteristischen Eigenschaften eines Systems auf eine Zielfunktion zurückgeführt werden.

Es gibt verschiedene Arten von Zielfunktionen. Stellt das Optimierungskriterium einen diskreten Wert dar, wie beispielsweise der Wirkungsgrad η eines elektrothermischen Prozesses, so lautet die Zielfunktion

$$f_z = -\eta. \tag{5.1}$$

Das Minuszeichen ist notwendig, da das Optimierungsproblem auf ein Minimumproblem zurückgeführt werden muss.

Soll bei der Optimierung ein bestimmter integraler Sollwert erreicht werden, wie beispielsweise eine Leistung P_{soll}, so muss eine andere Formulierung gewählt werden. Die Abweichung der berechneten Nutzleistung P_{nutz} von der Sollleistung P_{soll} muss minimiert werden. Die Zielfunktion lautet somit

$$f_z = |P_{nutz} - P_{soll}|. \tag{5.2}$$

Handelt es sich bei den zu optimierenden Größen um Feldgrößen, wie beispielsweise die Temperatur ϑ_i an Stützstellen n, so können verschiedene Zielfunktionen definiert werden. Um eine möglichst homogene Temperaturverteilung zu erhalten, gibt es z. B. folgende Möglichkeiten. Zum einen kann der minimale Mittelwert der Temperaturabweichung von einer Solltemperatur ϑ_{soll} bestimmt werden. Es wird von der Standardabweichung gesprochen. Die Zielfunktion besitzt die Form

$$f_{z1} = \sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}(\vartheta_{soll}-\vartheta_i)^2}. \tag{5.3}$$

Eine weitere Möglichkeit einer Zielfunktion für diese Problemstellung besteht darin, die maximale prozentuale Abweichung vom Sollwert für das gesamte Feld zu bestimmen und diese zu minimieren. Die Zielfunktion lautet

$$f_{z2} = \frac{|\vartheta_{soll}-\vartheta_i|}{\vartheta_{soll}} \cdot 100\,\%. \tag{5.4}$$

Die Wirksamkeit der Zielfunktion muss für jeden Anwendungsfall untersucht werden, bevor umfangreiche Optimierungsstudien betrieben werden.

5.2.3 Restriktionen

Bei jeder Optimierung gibt es eine Anzahl von Nebenbedingungen. Explizite Nebenbedingungen kennzeichnen den Wertebereich der Designvariablen, indem obere und untere Grenzen festgelegt werden. Sie sind beispielsweise geometrisch oder physikalisch bedingt. Oft werden sie durch technische Gründe bestimmt, wie z. B. durch die Grenzen heutiger Generatortechnik bezüglich Leistung und Frequenz. Implizite Nebenbedingungen beschreiben Abhängigkeiten der Variablen untereinander.

5.2.4 Optimierungsverfahren

Es gibt zahlreiche Optimierungsverfahren in der mathematischen Optimierung, unter denen der Anwender wählen kann. Sie können in indirekte und direkte Verfahren klassifiziert werden. Indirekte Verfahren benutzen analytische Methoden und finden das exakte Optimum, ohne Zwischenergebnisse zu berechnen [54]. Hierzu muss das Problem formal beschreibbar sein, welches i. A. eine starke Vereinfachung der Problemstellung erfordert oder gar nicht erreicht werden kann. Direkte Verfahren berechnen

für bestimmte Parameterkombinationen Stützpunkte und gelangen iterativ zum Ziel. Sie lassen sich ihrerseits in stochastische und deterministische Verfahren einteilen. Auf die einzelnen Optimierungsmethoden wird im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter eingegangen. Einen guten Überblick über Optimierungsmethoden liefert [14].

Als Optimierungsmethode wird ausschließlich ein genetischer Algorithmus (GA) verwendet, der sich für ähnlich geartete Problemstellungen bereits bewährt hat [14, 55]. Genetische Algorithmen benutzen Strategien aus der Evolutionstheorie, um eine möglichst gute Lösung eines Problems zu erzielen. Es werden Vererbungsmechanismen wie Reproduktion, Mutation oder Selektion verwendet, um zu einer neuen Generation zu gelangen, die eine bessere Fitness aufweist [56].

Der GA gehört zu den stochastischen Verfahren, die Parameterkombinationen der Designvariablen über den gesamten zulässigen Raum bilden. Sie besitzen den Vorteil, dass sie nicht in einem scheinbar optimalen Lösungsgebiet verharren. Damit ist die Wahrscheinlichkeit sehr groß, dass ein gefundenes Optimum nicht nur ein lokales, sondern ebenfalls ein globales ist. Des Weiteren behindern Unstetigkeiten und Welligkeiten der Zielfunktion in keinster Weise die Wirksamkeit der Optimierungsmethode. Ein scheinbarer Nachteil der stochastischen Verfahren liegt in der längeren Optimierungsdauer, da das gesamte Gebiet nach den optimalen Parameterkombinationen abgesucht wird. Jedoch müssen keine Überprüfungsläufe wie bei anderen Optimierungsmethoden stattfinden, um den Nachweis eines globalen Minimums zu erbringen. Insgesamt kann die Anzahl der Optimierungsschritte sogar deutlich unter denen deterministischer Verfahren liegen.

5.3 Konzept der Optimierung

Zur automatischen Optimierung müssen das Berechnungsprogramm und der Optimierungsalgorithmus gekoppelt werden. Dabei kann zwischen interner und externer Kopplung unterschieden werden. Bei der internen Kopplung ist der Optimierungsalgorithmus in das Simulationspaket eingebettet und folglich nicht universell mit anderen Berechnungsprogrammen einsetzbar. Bei einer externen Kopplung werden Optimierungsalgorithmus und Simulationsprogramm hintereinander aufgerufen. Dies bietet den Vorteil, dass Zielfunktionen oder Optimierungsalgorithmen einfach ausgetauscht sowie unterschiedliche Berechnungsprogramme genutzt werden können. Dieses Konzept wurde im Rahmen dieser Arbeit verwendet [57].

Der Optimierungszyklus, wie er in Bild 5.1 dargestellt ist, beginnt mit der Eingabe von Startwerten für den Optimierungsalgorithmus. Werte für die Designvariablen werden berechnet und über ein Schnittstellenprogramm, das die Parameterwerte in das Format des Simulationsprogramms überträgt, dem Berechnungsprogramm zugeführt. Im Anschluss an die Berechnung wird eine Ausgabedatei erzeugt, die alle zur Berechnung der Zielfunktionswerte benötigten Daten enthält. Die Zielfunktionswerte werden durch ein Schnittstellenprogramm berechnet und dem Optimierungsalgorithmus zugeführt, der neue Eingabewerte erzeugt. Ist der Zielfunktionswert hinreichend genau oder ist eine bestimmte Anzahl von Iterationen erfolgt, wird die automatische Optimierung beendet.

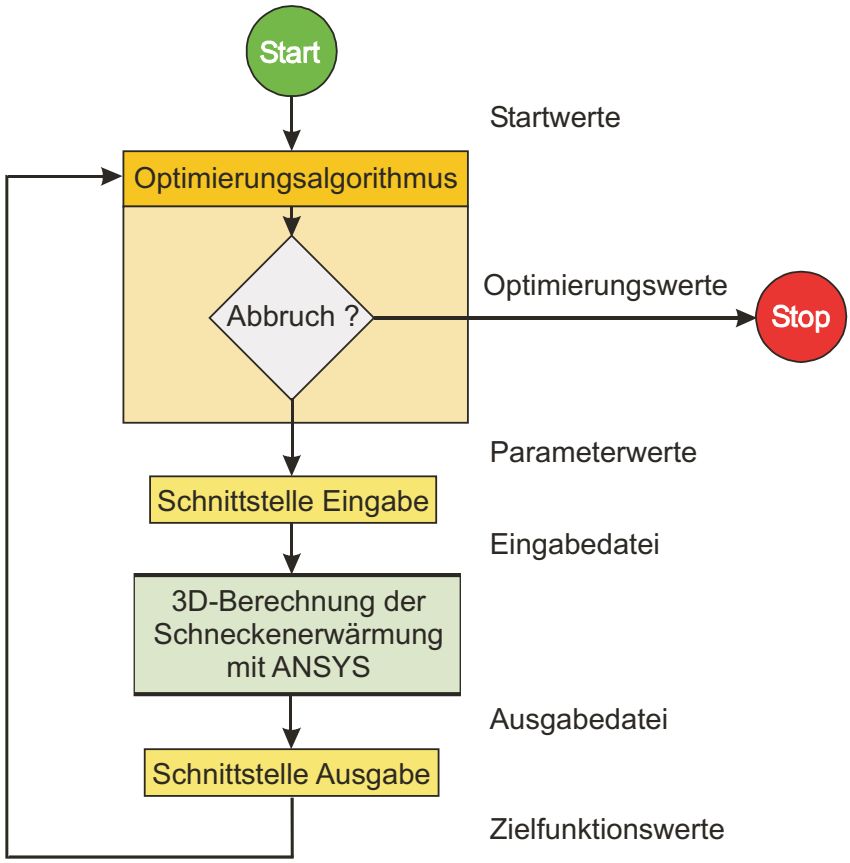

Bild 5.1: Flussdiagramm der realisierten automatischen Optimierung

5.4 Anwendungsbeispiel Getriebeschnecken

5.4.1 Ziel

Das Ziel des induktiven Randschichthärtens von Getriebeschnecken besteht darin, ein möglichst konturgetreues und oberflächennahes Härteergebnis zu erreichen. Voraussetzung hierfür ist eine ebenso homogene und oberflächennahe Temperaturverteilung im Bereich des Schneckenzahnes.

5.4.2 Zielfunktionen

Die Temperaturverteilung in der Getriebeschnecke ist dreidimensional. Aufgrund der hohen Rotationsgeschwindigkeiten von ca. 550 $^{1}/_{\mathrm{min}}$ kann davon ausgegangen werden, dass in Umfangsrichtung eine homogene Temperaturverteilung vorliegt. Die Zielfunktion hat die Aufgabe, das in Bild 5.2 dargestellte Temperaturprofil in radialer Richtung zu optimieren. Es erstreckt sich vom Zahngrund über die Zahnflanke bis zur Zahnspitze. Im dargestellten Beispiel soll das Temperarturprofil an der Oberfläche homogenisiert werden, da es aus Anwendersicht entscheidend ist. Theoretisch könnte jeder beliebige radiale Temperaturverlauf in einer bestimmten Tiefe optimiert werden.

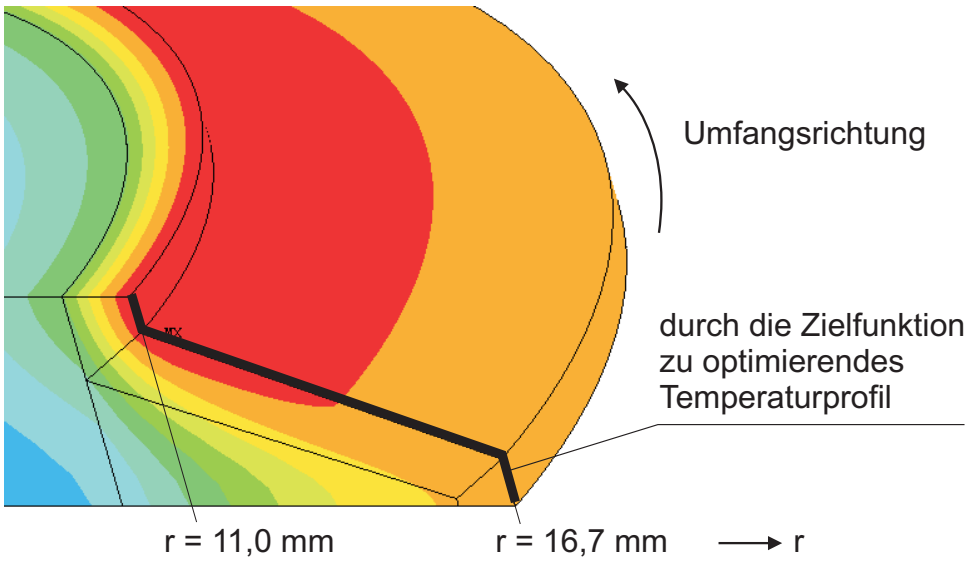

Bild 5.2: Temperaturverteilung und zu optimierendes Temperaturprofil

Verwendet wurden alternativ die Zielfunktionen nach Gleichung (5.3) und (5.4). Die Funktion f_{z1} bestimmt die Standardabweichung von der geforderten Temperatur ϑ_{soll},

wohingegen f_{z1} die maximale Abweichung der Temperatur ϑ_i einer Stützstelle des Temperaturprofils von ϑ_{soll} bestimmt.

Anhand einer Beispieloptimierung wurde die Wirksamkeit beider Zielfunktionen getestet. Die Solltemperatur nach einer Heizzeit von $t = 0,5\,\mathrm{s}$ wurde mit $\vartheta_{soll} = 950\,^{\circ}\mathrm{C}$ vorgegeben. Als Designvariablen standen die Frequenz des Induktorstroms und dessen Stromdichte zur Verfügung. Bild 5.3 zeigt das optimierte Temperaturprofil auf der Zahnflanke bezogen auf die Solltemperatur. Die automatische Optimierung mit beiden Zielfunktionen führt zum prinzipiell identischen Temperaturverlauf. Ausgehend von der minimalen Temperatur im Zahngrund steigt die Temperatur in Richtung der Zahnspitze und erreicht ihr Maximum auf der Flanke. Weiter zur Zahnspitze fällt die Temperatur geringfügig ab, liegt aber immer noch über der geforderten Solltemperatur.

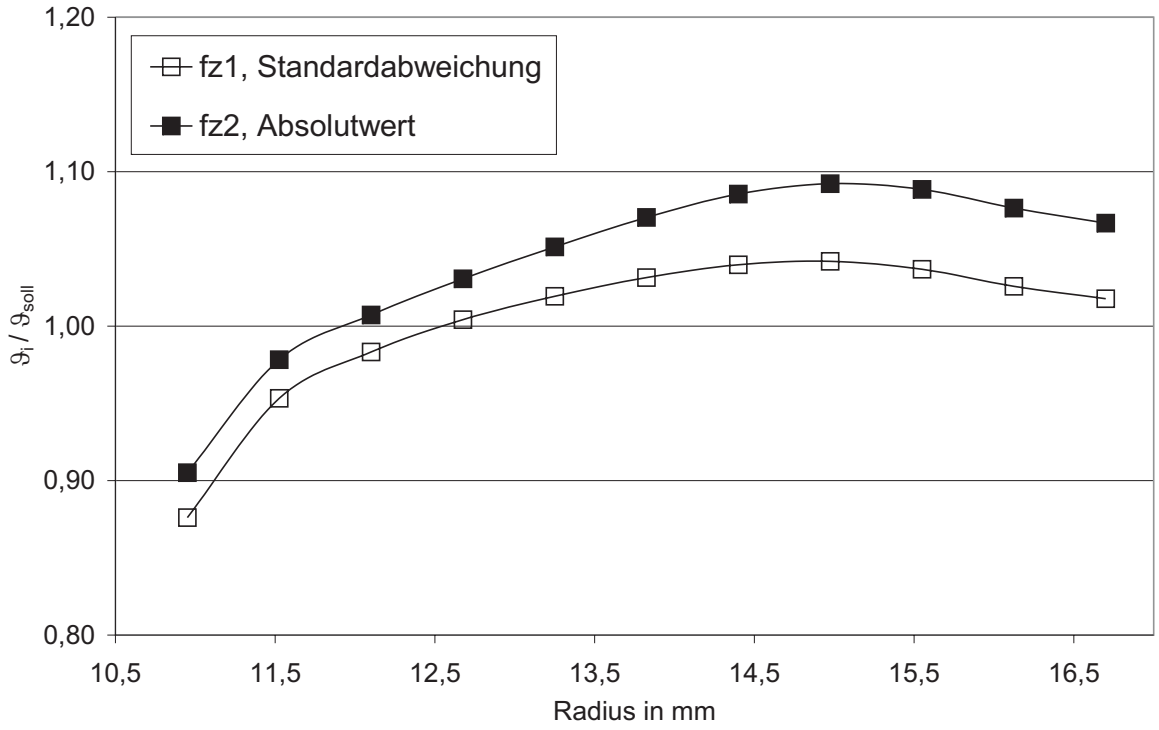

Bild 5.3: Normiertes Temperaturprofil beim Einsatz verschiedener Zielfunktionen

Der maximale Temperaturunterschied unter Verwendung von f_{z1} beträgt $\Delta\vartheta_{max,fz1} = 158\,\mathrm{K}$ und liegt damit um $20\,\mathrm{K}$ niedriger als bei der Optimierung mit f_{z2}. Das mittels der Standardabweichung ermittelte Temperaturprofil ist somit homogener. Anhand des Kurvenverlaufs ist ferner erkennbar, dass die durch f_{z2} gewonnenen Temperaturen an den Stützstellen ϑ_i im Zahnflankenbereich weniger von der vorgegebenen Tempera-

tur ϑ_{soll} abweichen. Die maximale Abweichung der Temperatur einer Stützstelle liegt mit $\Delta\vartheta_{soll} = 9\,\%$ um $3\,\%$ unter der, die bei der Verwendung der Standardabweichung erzielt werden konnte.

Prinzipiell können beide Zielfunktionen zur Lösung der geforderten Problemstellung verwendet werden. Die erzielten Oberflächentemperaturen sind für eine vollständige Austenitisierung ausreichend. Für weitere Untersuchungen in Kapitel 6 wird die Standardabweichung f_{z1} verwendet, da sie ein etwas homogeneres Temperaturprofil aufweist.

5.4.3 Designvariablen

Eine Auswahl möglicher Designvariablen für das betrachtete System Induktor-Getriebeschnecke listet Tabelle 5.1 auf. Die Frequenz f des Induktorstroms besitzt, wie in Kapitel 3.3 ausführlich erläutert wurde, einen entscheidenden Einfluss auf das Erwärmungsverhalten des Werkstücks. Der Wertebereich von 10 bis 400 kHz repräsentiert den Frequenzbereich der zum induktiven Randschichthärten verwendeten Generatoren. Diese stellen Leistungen zur Verfügung, die für die gewählte Induktoranordnung Stromdichten S von 1 bis 1000 MA/m^2 ermöglichen. Des Weiteren beeinflusst die Erwärmungszeit t im hohen Maße die Temperaturverteilung in der Getriebeschnecke. Damit eine Erwärmung entsprechend der Leistungsumsetzung im Gut erfolgen kann, also Wärmeleitungseffekte möglichst unterdrückt werden, müssen sehr kurze Erwärmungszeiten gewählt werden. Beim Randschichthärten komplexer Geometrien sind Heizzeiten von 0,1 bis 1 s erforderlich.

Tabelle 5.1: Designvariablen und Wertebereiche

Designvariable	Wertebereich
Frequenz f in kHz	10 … 400
Stromdichte S in MA/m^2	1 … 1000
Erwärmungszeit t in s	0,1 … 1
Induktorgeometrie	konstant
Koppelspalt	konstant

Bei der Optimierung des Temperaturprofils für das simultane Erwärmen mit zwei Frequenzen (SDF-Technik) werden die Wertebereiche der Frequenzen entsprechend der Generatortechnik aufgeteilt. Die Mittelfrequenz f_{MF} beträgt 10 bis 30 kHz, die Hochfrequenz f_{HF} liegt in der Größenordnung von 100 bis 400 kHz.

Eine weitere potentielle Designvariable ist die Induktorgeometrie. Darunter sind sowohl die Abmessungen des Kupferleiters als auch die Form des daraus entwickelten Induktors zu verstehen. Im Rahmen dieser Arbeit wird aus wirtschaftlichen Gründen das Härteverfahren, und damit die Induktorgeometrie, als Ganzflächenhärtung mit einem Linienleiter vorgegeben. Deshalb sind die Designvariablen der Induktorgeometrie festgelegt. Der Koppelspalt wird ebenfalls vorgegeben. Aus energetischer Sicht muss er möglichst klein, d. h. im Bereich weniger Millimeter, gewählt werden. Hierbei ist bei einer rotierenden Getriebeschnecke auf eine präzise Zentrierung zu achten.

5.4.4 Simulationsmodell

Das numerische Simulationsmodell wurde bereits in Kapitel 4 vorgestellt. Da eine automatische Optimierung ca. 300 bis 400 Berechnungsläufe erfordert, muss die Berechnungszeit einer numerischen Simulation gesenkt werden. Hierzu wird die Netzfeinheit reduziert, so dass die Anzahl der Elemente auf 19800 und die Anzahl der Knoten auf 9600 reduziert wird (Faktor 2,5 gegenüber dem Basismodell). Zusätzlich wird die Schrittweite Δt, nach der eine erneute EM-Feldberechnung erfolgt, um das Fünffache erhöht, so dass bei einem Berechnungslauf die zeitintensive EM-Feldberechung fünfmal seltener erfolgt. Insgesamt kann die Zeit eines Berechnungslaufes um den Faktor 40 gesenkt werden. Eine durchschnittliche automatische Optimierung ist nach ca. 2 Tagen auf der verwendeten Hardware abgeschlossen.

Um diesen Zeitvorteil zu erreichen, musste die Netzfeinheit, gerade auch im Oberflächengebiet, reduziert werden. Damit ist nicht mehr garantiert, dass eine ausreichende Anzahl von Elementen innerhalb der elektromagnetischen Eindringtiefe liegt und die umgesetzte Leistung von ANSYS korrekt berechnet wird. Vor diesem Hintergrund sind die aus der automatischen Optimierung gewonnenen Werte für die Designvariablen in das Simulationsmodell mit der feinen Vernetzung einzusetzen und ein erneuter endgültiger Berechnungslauf durchzuführen. Es ist zu überprüfen, inwiefern das Tem-

peraturprofil dieser Berechnung von dem Temperaturprofil abweicht, das mittels der automatischen Optimierung erzielt wurde.

Sollten die Simulationsergebnisse deutlich voneinander abweichen, so muss eine manuelle Optimierung erfolgen. Es ist festzuhalten, dass die automatische Optimierung dennoch eine wichtige Vorarbeit leistet, da sie zuverlässig und schnell den Bereich ermittelt, in dem die optimalen Werte der Designvariablen liegen. Dieser Funktion ist ein besonders hoher Stellenwert beizumessen, wenn eine vollkommen neue Erwärmungsaufgabe vorliegt, der Einfluss der Designvariablen auf das Simulationsergebnis nicht vorhersagbar ist oder eine große Anzahl von Designvariablen untersucht wird.

Vergleich zwischen Basismodell und Optimierungsmodell

Dass die automatische Optimierung trotz grober Vernetzung gute Resultate liefert, zeigt ein Vergleich der normierten Temperaturprofile, die mittels der automatischen Optimierung mit dem Optimierungsmodell und der automatischen Optimierung mit dem Basismodell durchgeführt werden. Sie sind in Bild 5.4 grafisch dargestellt. Als Zielfunktion wird zunächst f_{z2} gewählt. Eine automatische Optimierung mit dem Basismodell und der Zielfunktion f_{z1} konnte aufgrund der langen Berechnungszeiten von mehreren Wochen nicht mehr durchgeführt werden. Beide Zielfunktionen liefern aber annähernd gleich gute Ergebnisse (vgl. Kapitel 5.4.2). Als Designvariablen werden die Frequenz des Induktorstroms und die Stromdichte bestimmt. Die Erwärmungszeit beträgt $t = 0,5\,\mathrm{s}$, nach der eine Solltemperatur von $\vartheta_{soll} = 950\,^{\circ}\mathrm{C}$ erreicht werden soll.

Die Temperaturprofile weisen einen sehr ähnlichen Verlauf auf. Beginnend vom Zahngrund, in dem beide Modelle identische maximale Abweichung vom Sollwert $\Delta\vartheta_{max} = 9,5\,\%$ aufweisen, steigt die Temperatur entlang der Zahnflanke an, bis ein maximaler Wert erreicht wird. Die maximale Temperatur liegt beim Basismodell näher an der Zahnspitze. Dies ist dadurch zu erklären, dass der durch die automatische Optimierung ermittelte Wert für die Frequenz des Induktorstroms mit $f = 175\,\mathrm{kHz}$ um $55\,\mathrm{kHz}$ über dem Wert liegt, der mit dem Optimierungsmodell errechnet wurde. Die höhere Frequenz wirkt überwiegend in der Zahnspitze.

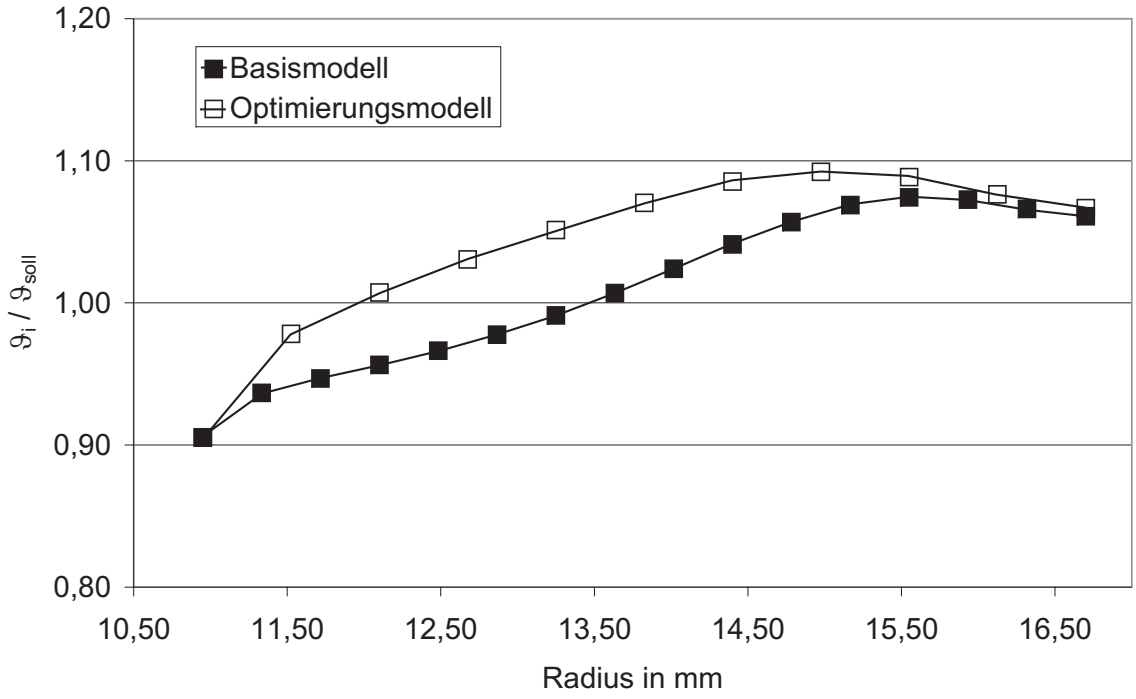

Bild 5.4: Vergleich der normierten Temperaturprofile für das Basis- und Optimierungsmodell

Im mittleren Bereich der Zahnflanke weichen die Temperaturprofile am stärksten voneinander ab. Aufgrund der geringen Netzfeinheit des Optimierungsmodells wird die umgesetzte Leistung zu groß berechnet, welches zu höheren Temperaturen führt.

6
Simulationsergebnisse

6.1 Einfrequenz-Erwärmung

6.1.1 Einfluss der Frequenz

Die Frequenz des Induktorstroms besitzt über die elektromagnetische Eindringtiefe einen signifikanten Einfluss auf die Verteilung der Wärmequellen im Werkstück und somit auf die resultierende dreidimensionale Temperaturverteilung. Anhand von Beispielsimulationen aus dem Frequenzspektrum des induktiven Randschichthärtens soll der Frequenzeinfluss untersucht werden. Um Wärmeleitungseffekte möglichst zu unterdrücken, wird für alle folgenden numerischen Berechnungen eine konstante Erwärmungszeit von $t = 0,5\,\mathrm{s}$ gewählt. Die Stromdichte im Induktor wird derart angepasst, dass am Ende der Erwärmungszeit eine maximale Temperatur von ca. $\vartheta_{soll} = 950\,^{\circ}\mathrm{C}$ erreicht wird. Das verwendete Simulationsmodell entspricht dem in Kapitel 4 beschriebenen.

f = 10 kHz

Die Berechnung des elektromagnetischen Feldes liefert die Verteilung der Wärmequellen im Werkstück, welche als Eingabegrößen für die Simulation des transienten Erwärmungsvorganges dienen. Die Verteilung der Wärmequellendichte zu Beginn der Erwärmung zeigt Bild 6.1 a). Die Energie wird im Oberflächenbereich konturnah innerhalb der elektromagnetischen Eindringtiefe, die $\delta_{Beginn} = 0,75\,\mathrm{mm}$ beträgt, umgesetzt. Die Wärmequellendichte ist im Zahngrund mit $p_{max} = 1,7 \cdot 10^{11}\,\mathrm{W/m^3}$ maximal und nimmt mit zunehmendem Radius geringfügig ab.

In Bild 6.2 ist der Temperaturverlauf über der Zeit für ausgewählte charakteristische Punkte nach Bild 4.8 dargestellt. Die Erwärmung zu Beginn des induktiven Härteprozesses erfolgt entsprechend der beschriebenen Leistungsumsetzung im Gut. Der Zahngrund erfährt eine stärkere Erwärmung als die Zahnflanke, die ihrerseits eine stärkere

Erwärmung als die Zahnspitze erfährt. Die Basis des Zahnes wird aufgrund der geringen elektromagnetischen Eindringtiefe überwiegend durch Wärmeleitung erhitzt.

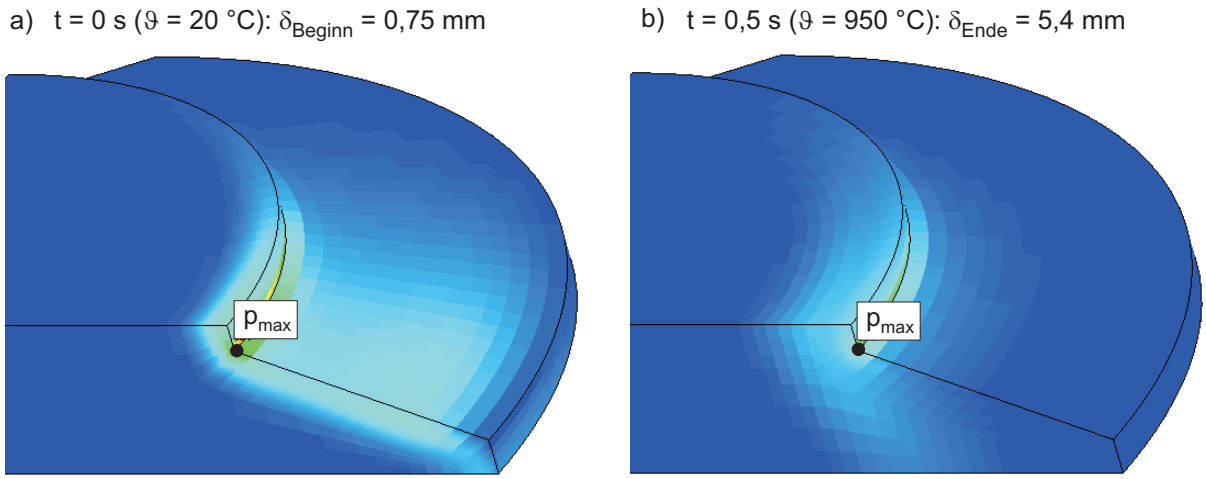

Bild 6.1: Verteilung der Wärmequellendichte a) zu Beginn und b) am Ende der Erwärmung, $f = 10\,\mathrm{kHz}$

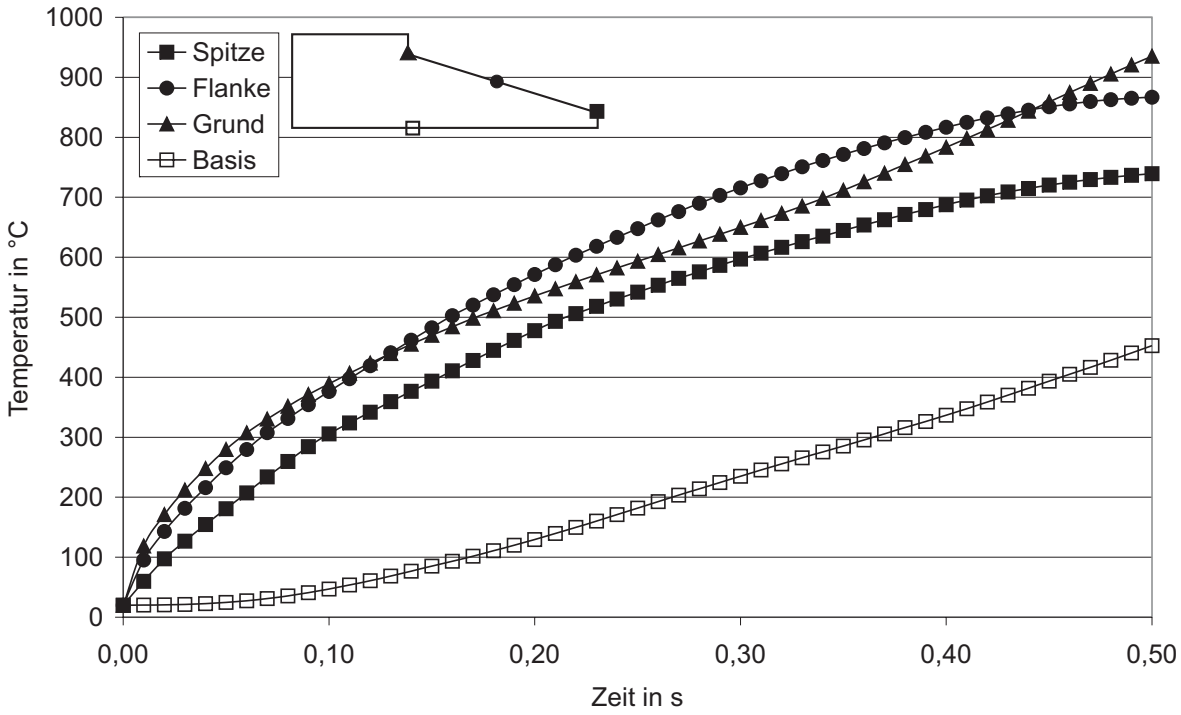

Bild 6.2: Transienter Temperaturverlauf, $f = 10\,\mathrm{kHz}$

Im Zeitbereich von 0,15 bis $0,4\,\mathrm{s}$ liegt die Temperatur der Zahnflanke geringfügig höher als die des Zahngrundes. Aufgrund des starken Temperaturgradienten zwischen

Zahngrund und Kern der Getriebeschnecke kommt es zur Wärmeabführ aus dem Zahngrund. Die Wärmeabfuhr aus dem Gebiet der Zahnflanke ist geringer, da sich der Zahn bereits erwärmt hat, und somit ein geringerer Temperaturgradient herrscht.

Ab der Curie-Temperatur von ca. 750 °C verliert Stahl die ferromagnetischen Eigenschaften. Die relative Permeabilität ist $\mu_r = 1$. Zusätzlich nimmt die elektrische Leitfähigkeit des Materials ab, so dass am Ende der Erwärmung eine elektromagnetische Eindringtiefe von $\delta_{Ende} = 5,4\,\text{mm}$ vorliegt. Bild 6.1 b) zeigt die resultierende Verteilung der Wärmequellen im Gut am Ende der Erwärmung. Die Leistungsumsetzung erfolgt im Zahngrund und in der Basis des Zahnes. Die Zahnspitze und die Zahnflanke werden überwiegend durch Wärmeleitungseffekte erhitzt.

Die Dicke des Schneckenzahnes variiert von $d_{Spitze} = 1,7\,\text{mm}$ an der Zahnspitze bis $d_{Grund} = 6,1$ im Zahngrund. Da $\delta_{Ende} = 5,4\,\text{mm}$ beträgt, welches die Dicke der stromführenden Schicht repräsentiert, heben sich die Wirkungen der fließenden Wirbelströme, anders als zu Beginn des Erwärmungsvorganges, im Zahnbereich auf. Für den Erwärmungsverlauf am Ende des Prozesses bedeutet dies, dass die Temperatur im Zahngrund stärker ansteigt als an der Zahnflanke. Die maximale Temperatur liegt somit am Zahngrund an, gefolgt von der Temperatur auf der Zahnflanke und der Zahnspitze. Die Basis ist am kältesten. Den dreidimensionalen Temperaturverlauf am Ende der Erwärmung zeigt Bild 6.7 a).

f = 100 kHz

Mit zunehmender Frequenz des Induktorstroms sinkt die elektromagnetische Eindringtiefe. Bei einer Frequenz von $f = 100\,\text{kHz}$ beträgt sie zu Beginn des Erwärmungsvorgangs $\delta_{Beginn} = 0,24\,\text{mm}$. Die Leistungsumsetzung erfolgt wiederum konturnah an der Oberfläche, jedoch im Vergleich zur bereits betrachteten Frequenz von $f = 10\,\text{kHz}$ in einer geringeren Tiefe, wie Bild 6.3 a) zeigt. Das Maximum der Wärmequellendichte $p_{max} = 3,4 \cdot 10^{11}\,\text{W/m}^3$ tritt erneut im Zahngrund auf. Die Leistungsumsetzung erfolgt sehr homogen im Oberflächenbereich.

Die gleichmäßige Leistungsumsetzung spiegelt sich im parallelen Anstieg der Temperaturen an der Zahnspitze, der Zahnflanke und dem Zahngrund wieder (vgl. Bild 6.4).

Die Basis wird zu Beginn des Erwärmungsvorganges überwiegend durch Wärmeleitungseffekte erwärmt.

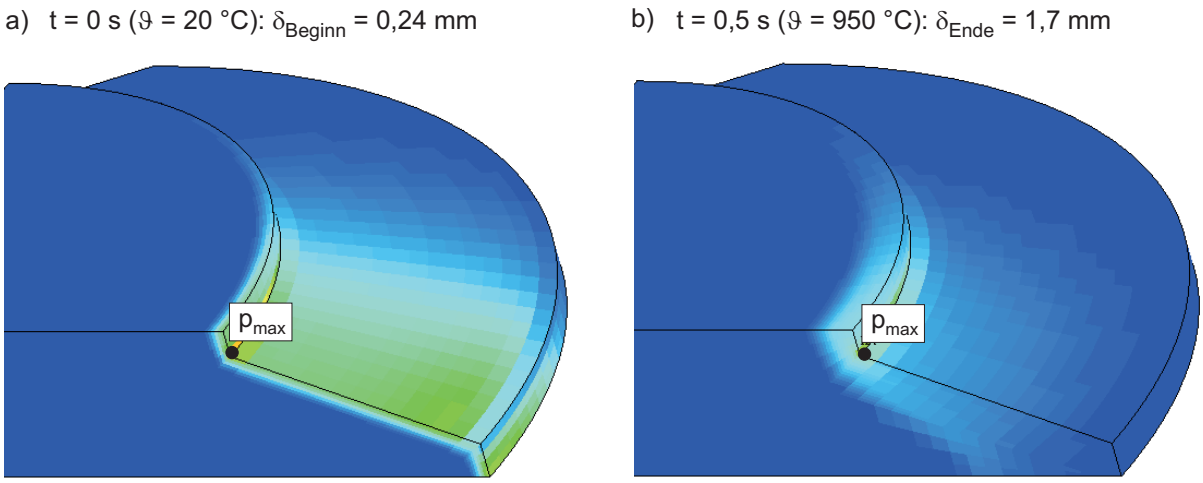

Bild 6.3: Verteilung der Wärmequellendichte a) zu Beginn und b) am Ende der Erwärmung, $f = 100\,\mathrm{kHz}$

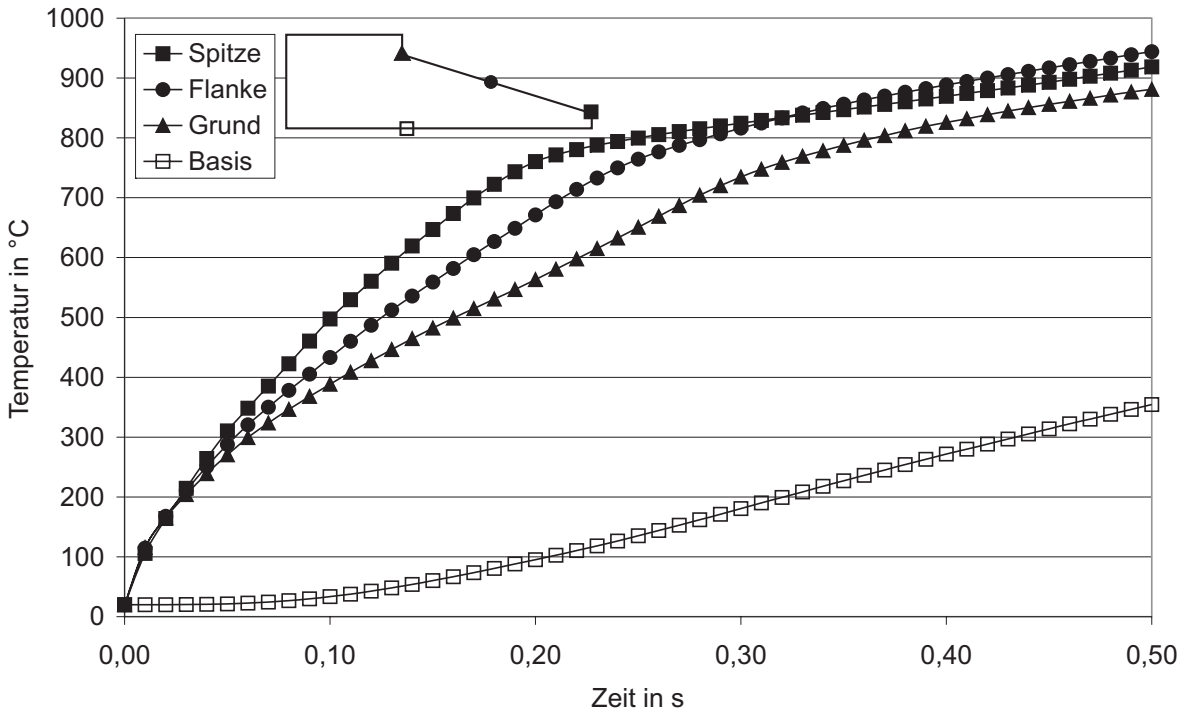

Bild 6.4: Transienter Temperaturverlauf, $f = 100\,\mathrm{kHz}$

Im Zeitbereich von 0,05 bis $0,2\,\mathrm{s}$, in dem sich die elektromagnetische Eindringtiefe nur geringfügig ändert, da die Temperaturen im Zahnbereich überwiegend unterhalb

der Curie-Temperatur liegen, sind Wärmeleitungseffekte für den Temperaturverlauf ausschlaggebend. Im Gebiet der Zahnspitze kommt es zum Wärmestau, wohingegen die Wärme aus dem Zahngrund in den Kern der Schneckenwelle geleitet wird. Die Temperatur an der Zahnspitze ist folglich größer als die der Flanke und des Zahngrundes.

Wird die Curie-Temperatur erreicht, verliert das Material die ferromagnetischen Eigenschaften. Die Wärmequellendichte sinkt zuerst an der Zahnspitze, dann an der Zahnflanke und letztendlich am Zahngrund. Somit homogenisiert sich die Temperaturverteilung in der zweiten Hälfte des Erwärmungsvorganges. Am Ende der Erwärmung weisen die charakteristischen Punkte an der Oberfläche einen maximalen Temperaturunterschied von ca. 70 K auf. Das gesamte dreidimensionale Temperaturfeld am Ende der Erwärmung zeigt Bild 6.7 c).

Die Verteilung der Wärmequellendichte in Bild 6.3 b) bestätigt, dass am Ende der Erwärmung die stärkste Leistungsumsetzung im Zahngrund erfolgt. Sie nimmt in Richtung der Zahnspitze ab. Der Verlauf der Wärmequellendichte erstreckt sich vom Zahngrund entlang der Zahnflanke bis zu dem Punkt, an dem die Zahndicke ca. doppelt so groß ist wie die elektromagnetische Eindringtiefe $\delta_{Ende} = 1,7\,\text{mm}$. An diesem Punkt beeinflussen sich die Wirbelströme in einem Maß, dass ihre Wirkungen sich gegenseitig aufheben. In der Zahnspitze wird nur geringfügig Leistung eingebracht.

f = 400 kHz

Bei einer Frequenz von $f = 400\,\text{kHz}$ erfolgt die Leistungsumsetzung, wie Bild 6.5 a) zeigt, noch oberflächennaher als bei den Simulationsbeispielen mit geringeren Frequenzen. Die elektromagnetische Eindringtiefe beträgt $\delta_{Beginn} = 0,12\,\text{mm}$. Die maximale Volumenleistungdichte $p_{max} = 3,8 \cdot 10^{11}\,\text{W/m}^3$ tritt erstmalig an der Zahnspitze auf. Der Leistungseintrag erfolgt nahezu homogen über dem Zahngrund, der Zahnflanke und der Zahnspitze.

Aus Bild 6.6 geht hervor, dass die Temperatur an der Zahnspitze über den gesamten Erwärmungsvorgang höher liegt, als die Temperatur an der Flanke, die wiederum ständig über der Temperatur des Zahngrundes liegt. Anhand des Kurvenverlaufs kann der Verlust der ferromagnetischen Eigenschaften auf die Leistungsumsetzung im Gut

ersehen werden. Beim Erreichen der Curie-Temperatur verringert sich der Leistungseintrag, welches anhand des geringeren Temperaturanstiegs an Zahngrund, Zahnflanke und Zahnspitze zu erkennen ist. Die Temperatur der Basis liegt mit ca. 290 °C deutlich unterhalb der Basistemperaturen bei den Erwärmungsvorgängen mit geringeren Frequenzen.

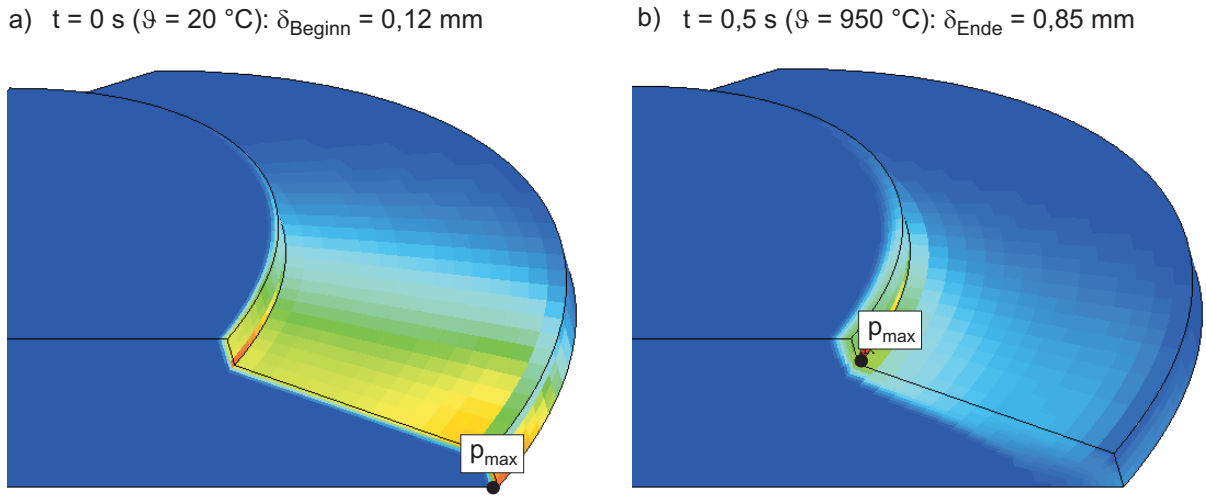

Bild 6.5: Verteilung der Wärmequellendichte a) zu Beginn und b) am Ende der Erwärmung, $f = 400\,\mathrm{kHz}$

Wie aus Bild 6.5 b) zu erkennen ist, erfolgt die Leistungsumsetzung am Ende des Erwärmungsvorgangs immer noch recht konturnah. Die maximale Volumenleistungsdichte tritt im Zahngrund auf. Jedoch erfolgt der Stromfluss ebenfalls durch die Zahnspitze, da die elektromagnetische Eindringtiefe mit $\delta_{Ende} = 0,85\,\mathrm{mm}$ im Verhältnis zur Zahndicke an der Zahnspitze von $d_{Spitze} = 1,7\,\mathrm{mm}$ klein ist, so dass sich die Wirbelströme in ihrer Wirkung nur geringfügig aufheben.

Anhand des Bildes 6.7 ist der Einfluss der Frequenzen des Induktorstroms auf das resultierende Temperaturprofil am Ende der Erwärmung erkennbar. Mit steigender Frequenz wandert die maximale Endtemperatur aus dem Zahngrund über die Zahnflanke hin zur Zahnspitze. Bei einer Frequenz von $f = 10\,\mathrm{kHz}$ kommt es zur Durcherwärmung des Zahnes. Bei einer Frequenz von $f = 100\,\mathrm{kHz}$ verlaufen die Isothermen konturnaher. Jedoch wird die Zahnflanke stärker erwärmt als der Zahngrund und die Zahnspitze. Ein wesentlich stärkeres Temperaturgefälle zwischen Zahngrund und Zahnspitze kann beim Simulationsergebnis mit $f = 400\,\mathrm{kHz}$ beobachtet werden. Die Isothermen verlaufen wesentlich weniger parallel zur Oberfläche als bei der vorherigen Frequenz.

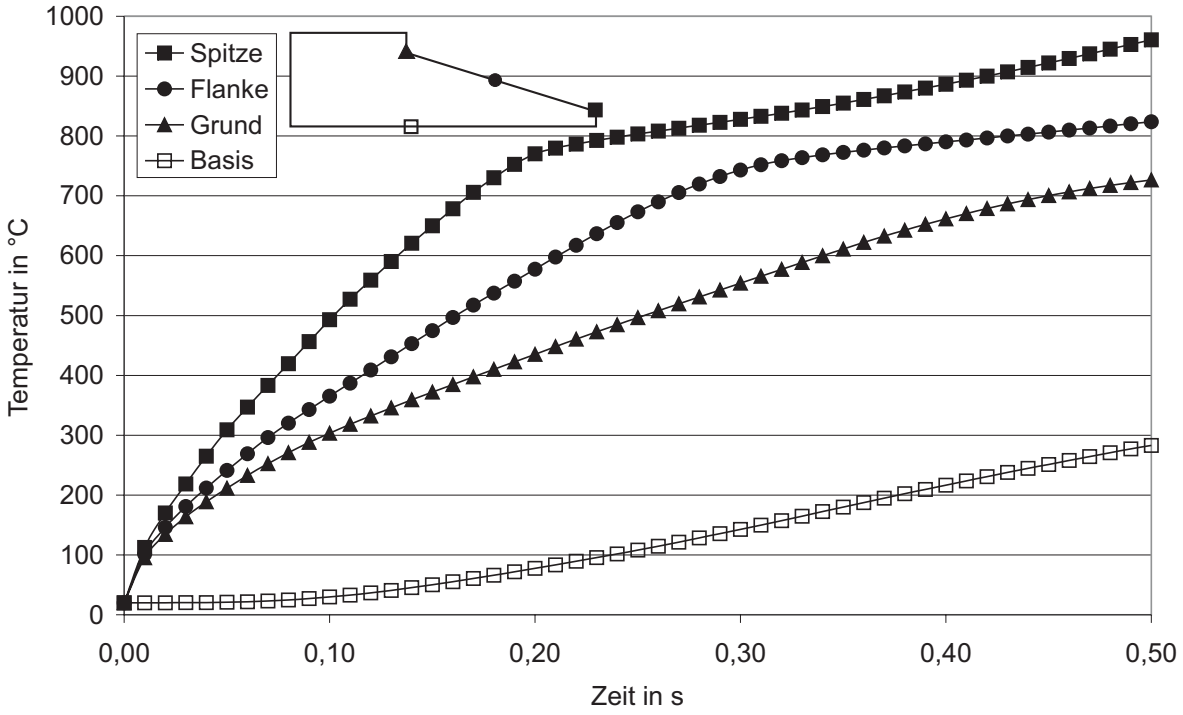

Bild 6.6: Transienter Temperaturverlauf, $f = 400\,\mathrm{kHz}$

Es ist festzuhalten, dass anhand der numerischen Simulationen der Einfluss der Frequenz auf das Berechnungsergebnis nachgewiesen werden konnte. Eine hohe Frequenz erwärmt überwiegend die Zahnspitze, wohingegen eine niedrige Frequenz den Zahngrund im stärkeren Maße erwärmt. Ein sehr oberflächennahes und konturgetreues Ergebnis konnte beim Erwärmen mit einer Frequenz nicht beobachtet werden.

6.1.2 Einfluss der Erwärmungszeit

Neben der Frequenz des Induktorstroms besitzt die Erwärmungszeit einen signifikanten Einfluss auf das Temperaturprofil am Ende der Erwärmung. Ist die Erwärmungszeit kurz genug, so erfolgt die Erwärmung entsprechend der im Gut generierten Volumenleistungsdichte. Eine zu lange Erwärmungszeit führt zur Erwärmung des Werkstücks durch Wärmeleitungseffekte. Eine oberflächennahe Erwärmung, wie es beim induktiven Randschichthärten gefordert wird, ist dann nicht mehr möglich.

Anhand von Simulationsbeispielen wird gezeigt, welchen Einfluss die unterschiedlichen Erwärmungszeiten auf den Erwärmungsverlauf besitzen. Es wird eine konstante

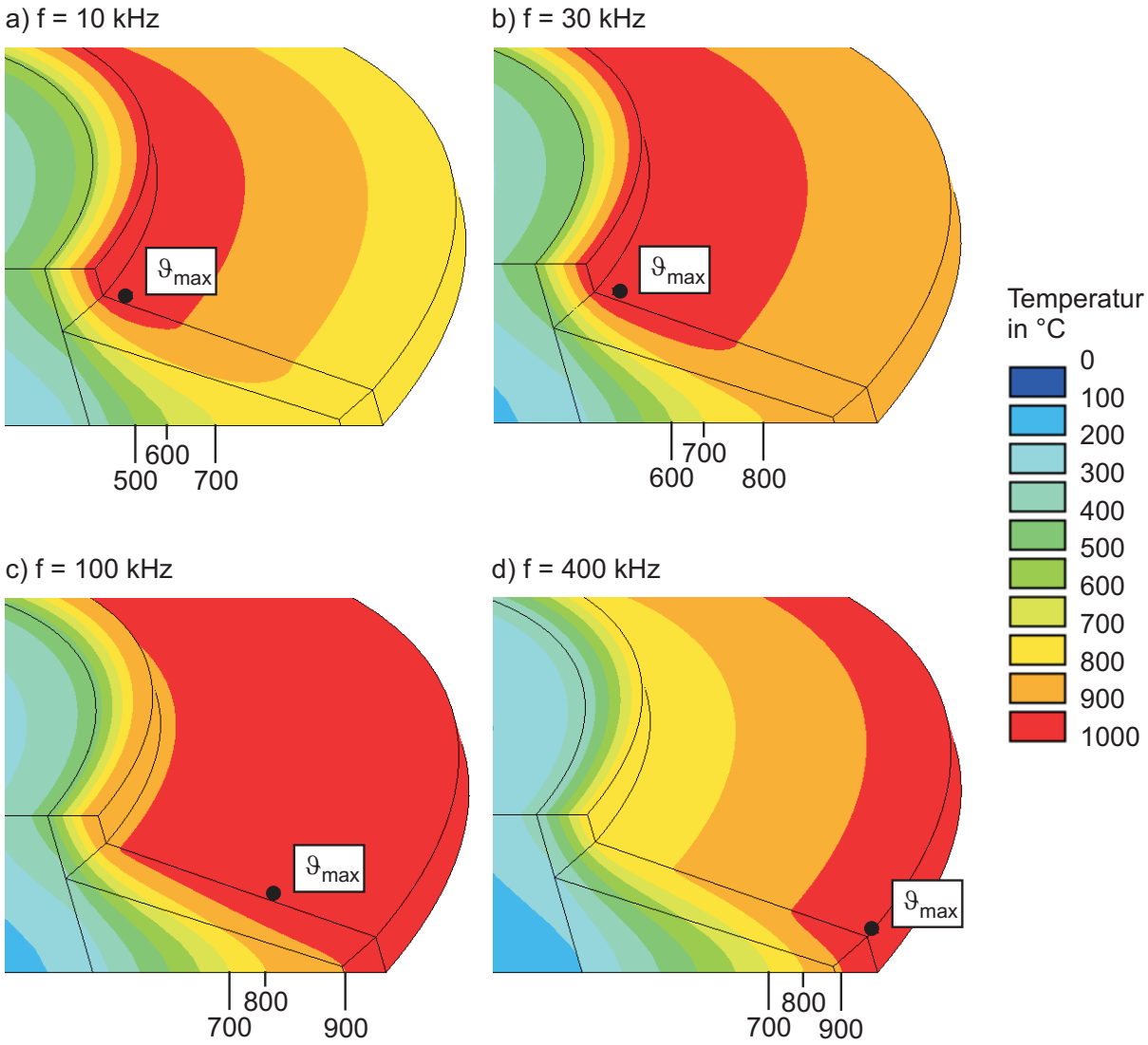

Bild 6.7: Temperaturprofil am Ende der Erwärmung für unterschiedliche Frequenzen

Frequenz von $f = 100\,\text{kHz}$ gewählt, die aufgrund der elektromagnetischen Eindringtiefe (vgl. Bild 6.3) eine oberflächennahe Erwärmung ermöglicht. Die eingeprägte Stromdichte wird derart angepasst, dass am Ende des Erwärmungsprozesses eine maximale Temperatur von ca. $\vartheta_{soll} = 950\,^{\circ}\text{C}$ auftritt.

t = 0,2 s

Bei einer Erwärmungsdauer von $t = 0,2\,\text{s}$ erfolgt die Erwärmung entsprechend der Leistungsumsetzung im Gut, d. h. oberflächennah und gleichmäßig über dem Zahngrund, der Zahnflanke und der Zahnspitze. Dies bestätigen die in Bild 6.8 dargestellten si-

mulierten Temperaturverläufe. Wärmeleitungseffekte spielen nahezu keine Rolle. Aus diesem Grund wird die Basis nur geringfügig erwärmt.

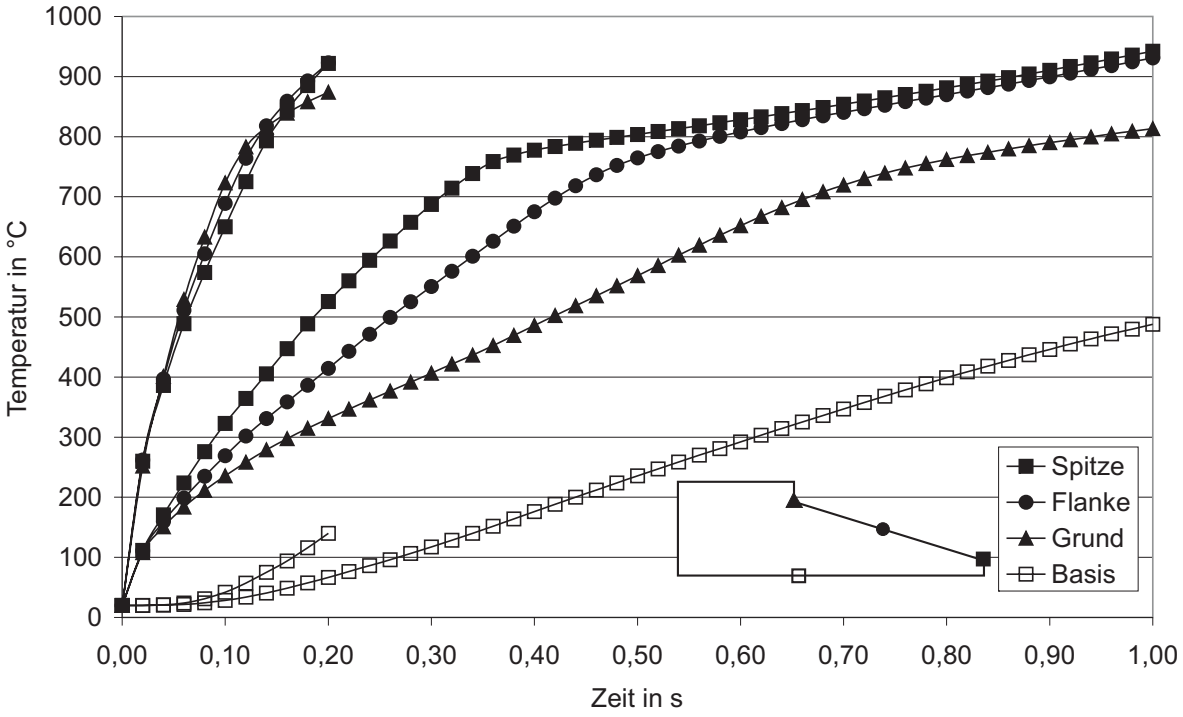

Bild 6.8: Temperaturverläufe für $t = 0,2\,\mathrm{s}$ und $t = 1,0\,\mathrm{s}$

t = 0,5 s

Mit zunehmender Erwärmungszeit steigt der Einfluss von Wärmeleitungseffekten. Wie anhand des Bildes 6.4 bereits gezeigt wurde, treten in der Mitte des Erwärmungsprozesses größere Temperaturunterschiede zwischen Zahngrund, Zahnflanke, Zahnspitze und dem Kern der Schneckenwelle auf. In Verbindung mit der längeren Erwärmungszeit wird Wärme aufgrund des starken Temperaturgefälles in den Kern der Schneckenwelle abgeführt. Am Ende der Erwärmung ist der Oberflächenbereich annähernd homogen erwärmt.

t = 1,0 s

Steigt die Erwärmungsdauer weiter an, so kommt es in zunehmendem Maße zur Durcherwärmung des Zahnes. Wie Bild 6.8 entnommen werden kann, ist der Zahngrund am

Ende der Erwärmung deutlich kälter als die Zahnflanke und die Zahnspitze, die eine annähernd gleiche Temperatur aufweisen. Die Temperatur des Zahngrundes liegt im Vergleich zum Erwärmungsvorgang mit $t = 0,2\,\mathrm{s}$ Dauer um ca. $350\,\mathrm{K}$ höher. Mit zunehmender Erwärmungszeit verstärkt sich diese Tendenz zur Durcherwärmung des Zahnes.

In Bild 6.9 sind die Endtemperaturen bei unterschiedlichen Erwärmungszeiten für charakteristische Punkte dargestellt. Auf den ersten Blick ist ersichtlich, dass sich die Temperaturen im Zahngrund und auf der Symmetrieachse des Zahnes (Basis) mit zunehmender Erwärmungsdauer annähern. Dies deutet auf eine Durcherwärmung des Zahnes hin. Des Weiteren steigt die Temperaturdifferenz zwischen dem Zahngrund und der Zahnspitze bzw. der Zahnflanke, die ein ähnliches Temperaturniveau aufweisen. Die Temperaturverteilung an der Oberfläche wird inhomogener. Zusätzlich geht aus den Kurvenverläufen hervor, dass die maximale Temperatur mit zunehmender Heizdauer aus dem Zahngrund in die Zahnspitze läuft.

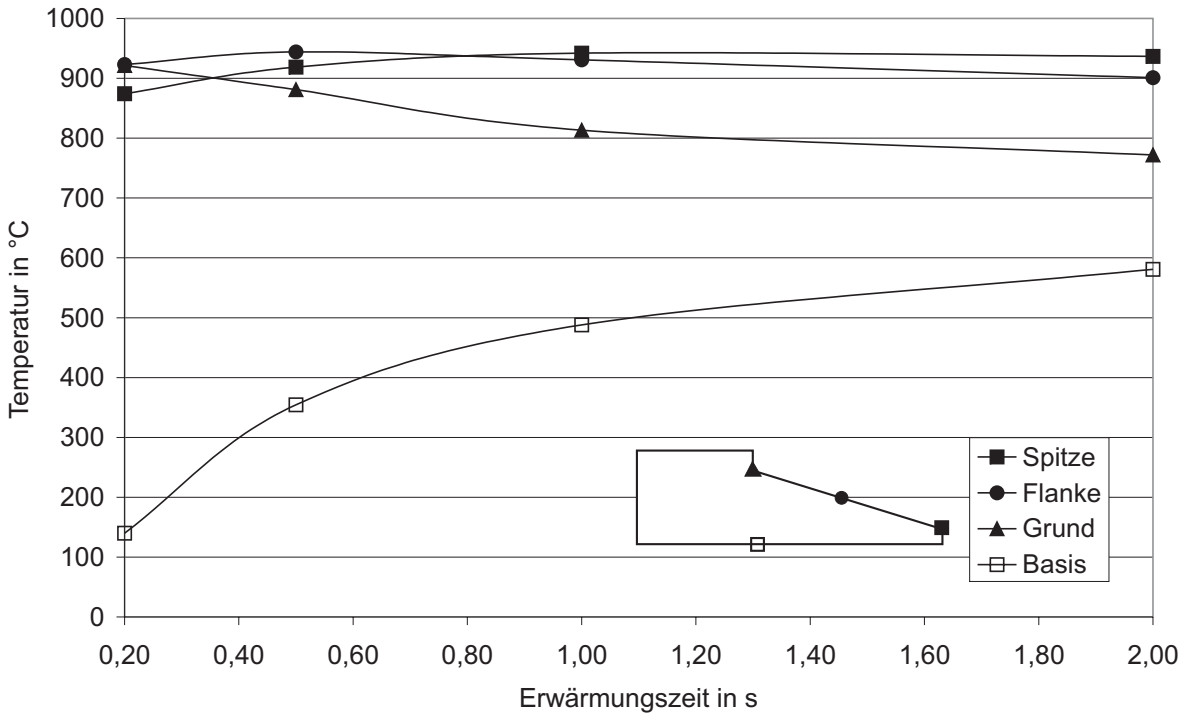

Bild 6.9: Endtemperaturen bei unterschiedlichen Erwärmungszeiten

Das dreidimensionale Temperaturprofil am Ende der Erwärmung für die unterschiedlichen Erwärmungszeiten zeigt Bild 6.10. Die Isothermen verlaufen bei $t = 0,2\,\mathrm{s}$ nahe-

zu parallel zur Zahnoberfläche. Die Erwärmung ist folglich sehr konturnah. Ab einer Heizzeit von $t = 0,5\,\mathrm{s}$ werden Wärmeleitungseffekte sichtbar. In der Zahnspitze beginnt sich ein Wärmestau zu bilden. Die Isothermen verlaufen noch sehr konturnah. Dies ist bei den Erwärmungszeiten von $t = 1,0\,\mathrm{s}$ bzw. $t = 2,0\,\mathrm{s}$ nicht mehr der Fall. Der Zahn wird in zunehmendem Maße durcherwärmt. Die Isothermen verlaufen annähernd parallel zur Rotationsachse der Schneckenwelle.

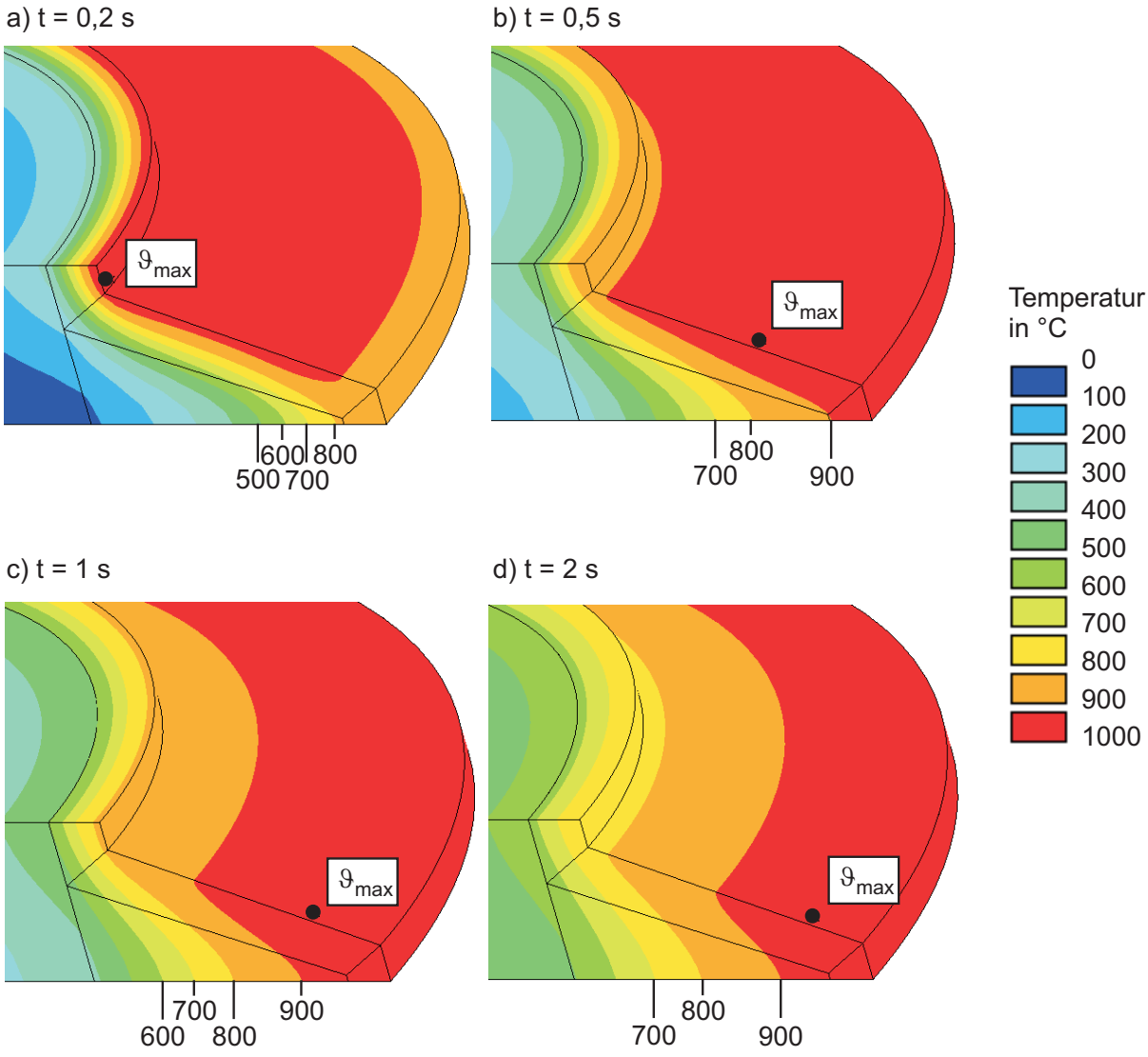

Bild 6.10: Temperaturprofil am Ende der Erwärmung für unterschiedliche Erwärmungszeiten

Da die benötigten Generatorleistungen mit abnehmender Erwärmungszeit exponentiell ansteigen, muss aus wirtschaftlichen Gründen ein Kompromiss zwischen der bereitgestellten Generatorleistung, die die Erwärmungszeit vorgibt, und dem erzielbaren Tem-

peraturprofil geschlossen werden. Bei einer Erwärmungszeit von $t = 0,5\,\mathrm{s}$ entspricht das resultierende Temperaturprofil annähernd dem Profil der Leistungsumsetzung. Jedoch wird eine um 40 % geringere Leistung benötigt, als bei einer kürzeren Erwärmungszeit von $t = 0,2\,\mathrm{s}$. Aus diesem Grund wird für weitere numerische Simulationen eine Erwärmungszeit von $t = 0,5\,\mathrm{s}$ festgelegt.

6.1.3 Optimierung

Wie in den vorangegangenen Kapiteln gezeigt wurde, bestimmen die Frequenz f des Induktorstroms und die Erwärmungszeit t, für die eine entsprechende Stromdichte S zum Erreichen der Endtemperatur ϑ_{soll} eingestellt werden muss, wesentlich das resultierende Temperaturprofil. Die Erwärmungszeit wird für die folgende automatische Optimierung mit $t = 0,5\,\mathrm{s}$ festgelegt. Die Temperatur an der Schneckenzahnoberfläche soll möglichst homogen bei einer Solltemperatur von $\vartheta_{soll} = 950\,^{\circ}\mathrm{C}$ liegen. Als Designvariablen werden die Frequenz f und die Stromdichte S festgelegt, deren Werte in den Grenzen nach Tabelle 5.1 durch die mathematische Optimierung zu bestimmen sind.

Die automatische Optimierung ermittelt die Werte der Designvariablen, die zum minimalen Wert der Zielfunktion führen. Ist der Wert der Zielfunktion minimal, so ist das erzielte Temperaturprofil am homogensten. Die Werte der Designvariablen und weitere Optimierungsergebnisse sind in Tabelle 6.1 aufgeführt.

Tabelle 6.1: Vorgaben und Optimierungsergebnisse

Bezeichnung	Wert
Solltemperatur ϑ_{soll} in °C	950
Erwärmungszeit t in s	0,5
Frequenz f in kHz	104
Stromdichte S in MA/m^2	63
max. Abweichung $\Delta\vartheta_{soll}$ in %	- 12,4
max. Temperaturunterschied $\Delta\vartheta_{max}$ in K	158

Bild 6.11 zeigt das auf die Solltemperatur normierte Temperaturprofil auf der Oberfläche der Zahnflanke. Die minimale Oberflächentemperatur tritt am Zahngrund auf. Die Abweichung von der Solltemperatur beträgt $\Delta\vartheta_{soll} = -12,4\,\%$. Mit zunehmendem Radius, d. h. in Richtung der Zahnspitze, nimmt die Temperatur zu, bis sie auf der Flanke ihr Maximum erreicht. Die Zahnspitze weist nahezu die Solltemperatur auf. Der maximale Temperaturunterschied auf der Zahnflanke beträgt $\Delta\vartheta_{max} = 158\,\mathrm{K}$.

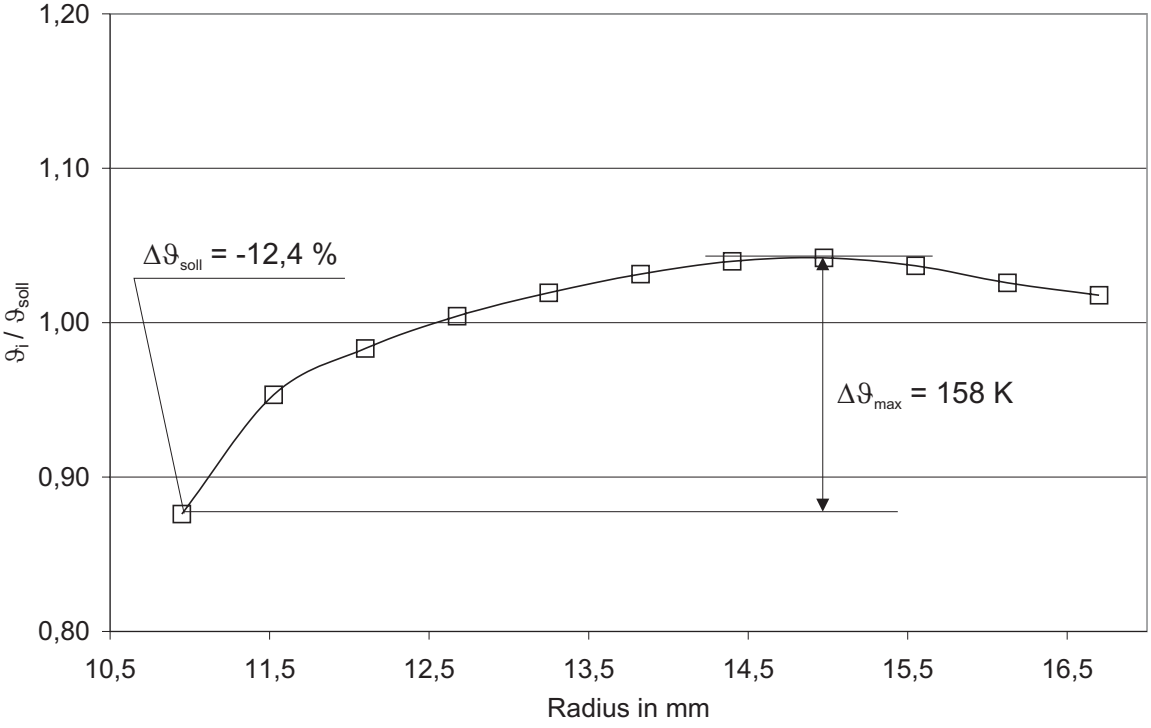

Bild 6.11: Normiertes Temperaturprofil der Zahnflanke

Das optimierte Temperaturprofil im gesamten Zahnbereich am Ende der Erwärmung ist in Bild 6.12 a) dargestellt. Die Isothermen verlaufen annähernd parallel zur Zahnoberfläche. In der Zahnspitze ist die Tendenz zur Durcherwärmung zu erkennen. Ein nahezu identisches Temperaturprofil wurde beim Berechnungslauf im Abschnitt über den Einfluss der Frequenz des Induktorstroms (vgl. Kapitel 6.1.1) erzielt. Die Frequenz lag bei $f = 100\,\mathrm{kHz}$ und die Stromdichte im Induktor bei $S = 64\,\mathrm{MA/m^2}$. Die Werte unterscheiden sich nur geringfügig von den durch die automatische Optimierung bestimmten Werten (vgl. Tabelle 6.1). Für höhere und niedrigere Frequenzen konnte bereits gezeigt werden, dass das Temperaturprofil in diesen Fällen inhomogener wird.

Die Werte der Designvariablen zum Erreichen des optimalen Temperaturprofils konnten somit mit großer Genauigkeit bestimmt werden.

Verifikation

Zur Überprüfung des Optimierungsergebnisses wird eine Probesimulation durchgeführt. Hierzu werden die ermittelten Werte für die Designvariablen in das Basismodell eingesetzt, welches eine hinreichend feine Vermaschung aufweist. Zusätzlich wird die Anzahl der EM-Feldberechnungen auf den ursprünglichen Wert heraufgesetzt, so dass eine feinere Kopplung zwischen elektromagnetischem und thermischem Feld gewährleistet ist.

Wie Bild 6.12 zeigt, sind die Temperaturprofile, die bei der numerischen Simulation mit dem Basismodell bzw. dem Simulationsmodell für die Optimierung berechnet wurden, nahezu identisch. Die Isothermen des Basismodells verlaufen geringfügig konturgetreuer als beim Optimierungsmodell.

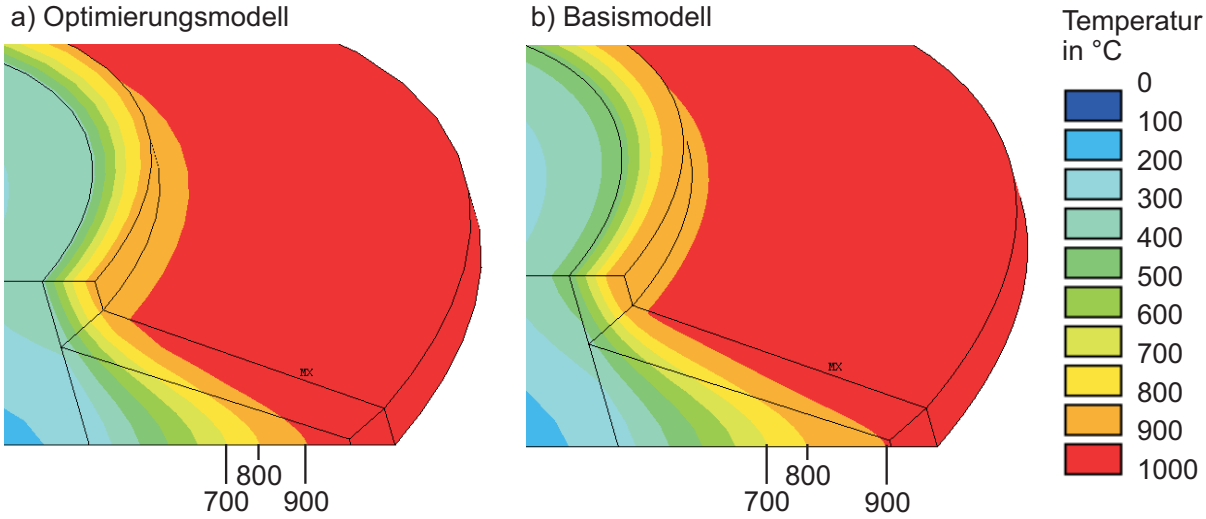

Bild 6.12: Temperaturprofile für das a) Optimierungsmodell und das b) Basismodell am Ende der Erwärmung

Eine detailliertere Betrachtung erlaubt der Vergleich des zu optimierenden Temperaturprofils auf der Zahnflanke. In Bild 6.13 sind die auf die Solltemperatur normierten Temperaturprofile aufgetragen. Die Temperaturprofile weisen prinzipiell den gleichen Verlauf auf. Das Temperaturniveau beim Basismodell liegt überwiegend unterhalb des Niveaus beim Optimierungsmodell. Dies lässt darauf schließen, dass die im Oberflä-

chenbereich umgesetzte Leistung aufgrund einer zu groben Vernetzung des Optimierungsmodells zu groß berechnet wird.

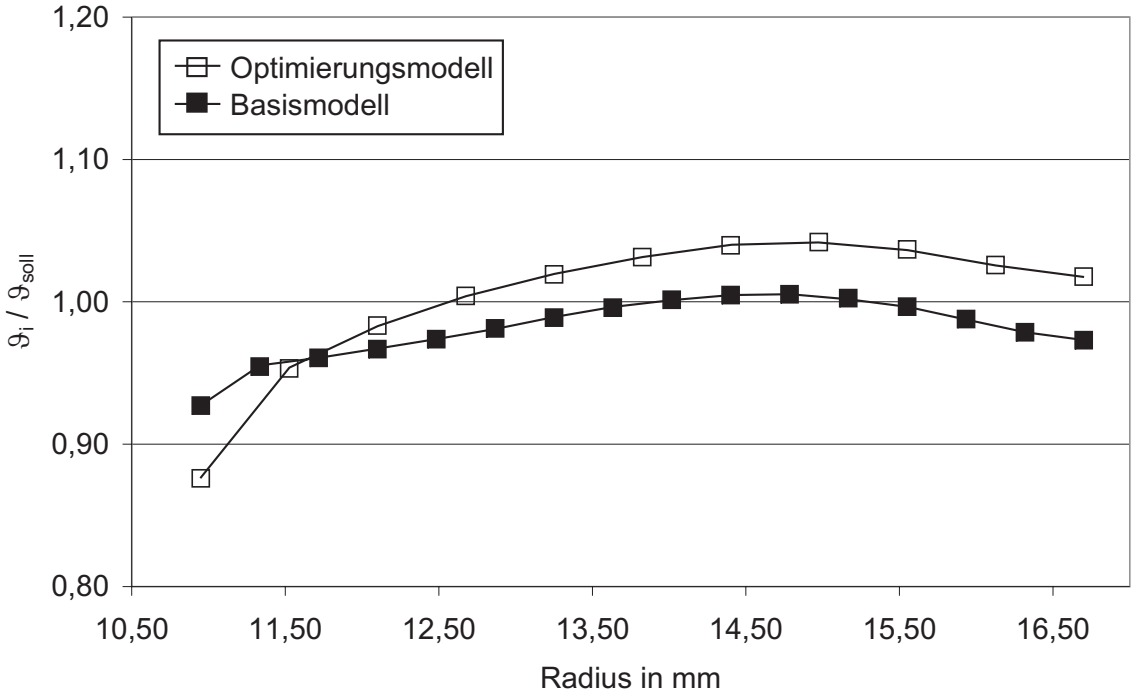

Bild 6.13: Vergleich der normierten Temperaturprofile aus dem Basis- und Optimierungsmodell

Die minimale Oberflächentemperatur tritt bei beiden Modellen am Zahngrund auf. Die maximale Abweichung von der Solltemperatur beträgt beim Basismodell $\Delta\vartheta_{soll} = -7,3\,\%$. Der maximale Temperaturunterschied beim Basismodell auf der Zahnflanke beträgt $\Delta\vartheta_{max} = 74\,\mathrm{K}$ und ist damit halb so groß wie beim Optimierungsmodell. Als Schlussfolgerung kann festgehalten werden, dass die aus der Optimierung gewonnenen Werte für die Designvariablen auch bei Simulationen mit dem Basismodell ein annähernd homogenes Temperaturprofil liefern.

6.2 Zweifrequenz-Erwärmung

Wie in Kapitel 3.5 bereits ausführlich erläutert wurde, basiert die SDF-Technik auf dem simultanen induktiven Erwärmen mit zwei Frequenzen. Die Mittelfrequenz (MF) wirkt überwiegend im Zahngrund, wohingegen die Hochfrequenz (HF) die Zahnspitze am stärksten erwärmt.

Die MF liegt im Bereich von 10 bis 30 kHz. Die resultierende Leistungsumsetzung sowie der zu erwartende Erwärmungsvorgang für eine MF von 10 kHz wurde in Kapitel 6.1.1 vorgestellt. Der Zahngrund wird am stärksten erwärmt. Die HF liegt in der Größenordnung von 100 bis 400 kHz. Die zu erwartende Leistungsumsetzung und der Erwärmungsvorgang für eine Frequenz von 400 kHz wurde ebenfalls in Kapitel 6.1.1 diskutiert. Die Zahnspitze ist am heißesten.

6.2.1 Einfluss der Anteile von HF- und MF-Leistung

Über den Anteil der Hochfrequenz- bzw. Mittelfrequenz-Leistung kann das Temperaturprofil im Zahn beeinflusst werden (vgl. Kapitel 3.5.4). Ein großer MF-Anteil führt zur überwiegenden Erwärmung des Zahngrunds, wohingegen ein hoher HF-Anteil zur verstärkten Erhitzung der Zahnspitze führt. Ist das Verhältnis von HF- zu MF-Leistung optimal, so kann ein konturgetreues Erwärmungsbild erzielt werden, das einen sehr geringen Temperaturunterschied zwischen Zahngrund und Zahnspitze aufweist.

Der Einfluss des HF- bzw. MF-Anteils auf das Erwärmungsprofil wird mittels numerischer Simulationen überprüft. Dabei wird von einer konstanten Erwärmungszeit von $t = 0,5\,\mathrm{s}$ ausgegangen. Die MF beträgt $f_{MF} = 20\,\mathrm{kHz}$ und die HF beträgt $f_{HF} = 300\,\mathrm{kHz}$. Dies sind typische Werte für Mittel- und Hochfrequenz. Die Gesamtleistung, bestehend aus der Summe von HF- und MF-Leistung, wird konstant gehalten und so gewählt, dass am Ende der Erwärmung eine maximale Temperatur von $\vartheta_{soll} = 950\,^{\circ}\mathrm{C}$ auftritt. Die simulierten HF-Anteile betragen 20, 40 und 60 % der Gesamtleistung.

An dieser Stelle ist zu bemerken, dass die in den folgenden Bildern gezeigten Schwankungen im Temperaturverlauf auf die sequentielle Berechnung mit MF- und HF-Leistung zurück zuführen sind. In der Praxis ist der Erwärmungsvorgang der Getriebeschnecke kontinuierlich.

Einfluss auf die Zahnspitze

Den Temperaturverlauf über der Zeit an der Zahnspitze für unterschiedliche Anteile der HF- bzw. MF-Leistung zeigt Bild 6.14. Der Kurvenverlauf für einen HF-Anteil von 60 % liegt über dem für einen HF-Anteil von 40 %, der wiederum über dem für einen HF-Anteil von 20 % liegt. Dies ist dadurch zu erklären, dass die HF überwiegend in der Zahnspitze wirkt. Folglich nimmt bei steigender HF-Leistung die Erwärmung in der Zahnspitze zu.

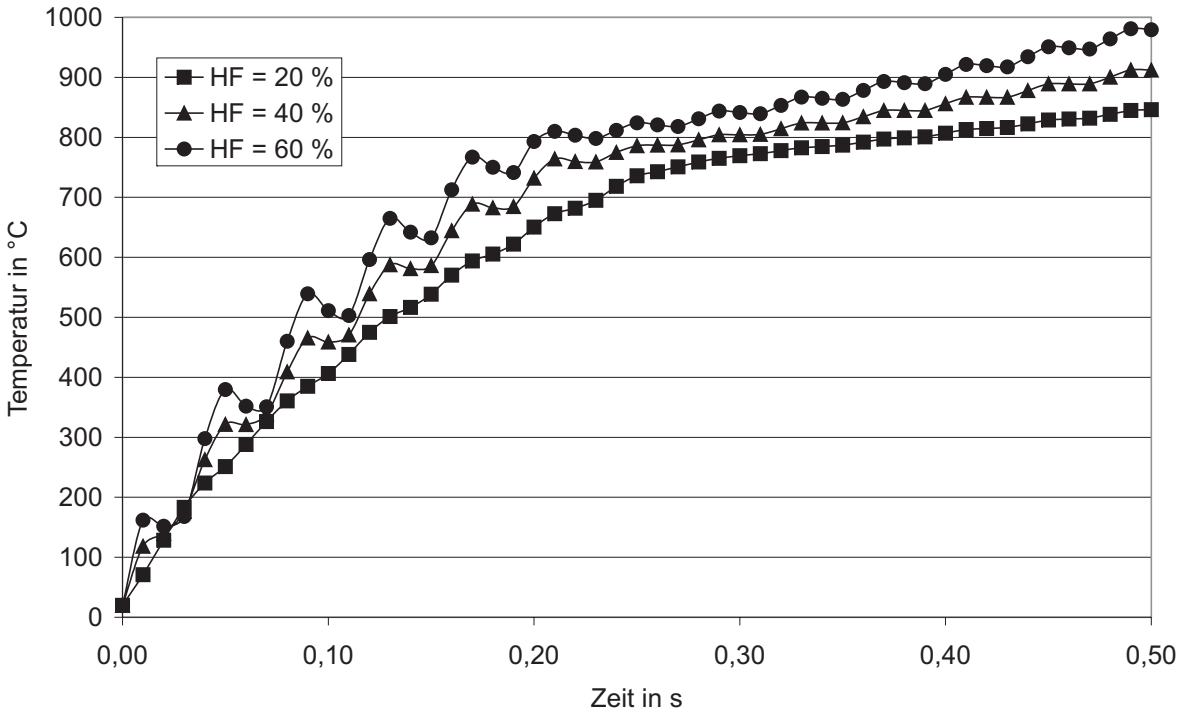

Bild 6.14: Einfluss des HF-Anteils auf den Temperaturverlauf an der Zahnspitze

Am Kurvenverlauf für einen HF-Anteil von 60 % ist sehr gut zu erkennen, wie abwechselnd mit HF- und MF-Energie erwärmt wird. Beim Erwärmen mit HF steigt die Temperatur an der Zahnspitze stark an. Wird der Schneckenwelle MF-Energie zugeführt, kühlt die Zahnspitze etwas ab, da aufgrund von Wärmeleitung Wärme von der heißen Oberfläche in das kühle Innere des Zahnes abgeführt wird. Über der Curie-Temperatur ist der Einfluss von HF- bzw. MF-Energie geringer ausgeprägt. Die relative Permeabilität und die elektromagnetische Eindringtiefe sinken, so dass in der Zahnspitze weniger Leistung umgesetzt wird.

Mit sinkendem HF-Anteil kann anhand des Kurvenverlaufs immer weniger darauf geschlossen werden, ob es sich um eine Phase mit MF- oder HF-Erwärmung handelt. Bei einem HF-Anteil von 20 % kann eine nahezu stetige Erwärmung der Zahnspitze beobachtet werden. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass die HF-Leistung sehr klein im Verhältnis zur MF-Leistung ist. Somit wird während der HF-Phase mit geringer Leistung ebenso viel bzw. wenig Energie in der Zahnspitze umgesetzt, wie während der MF-Phase mit hoher Leistung, die aber überwiegend im Zahngrund wirkt.

Einfluss auf den Zahngrund

Aus dem Kurvenverlauf der Erwärmung des Zahngrundes für einen HF-Anteil von 20 %, welches einem MF-Anteil von 80 % entspricht, ist deutlich zu erkennen, zu welchem Zeitpunkt eine Simulation mit MF bzw. HF durchgeführt wird. Wie Bild 6.15 zeigt, erfolgt zu Beginn der Berechnung für einen Zeitschritt Δt eine Erwärmung mit HF-Leistung, woraufhin über zwei Zeitschritte eine Erhitzung mit MF-Energie erfolgt, wiederum gefolgt von einer HF-Erwärmung über zwei Zeitschritte. Während der MF-Phase steigt die Temperatur im Zahngrund stark an. Während der HF-Phase kühlt der Zahngrund ab, da aufgrund von Wärmeleitungseffekten Wärme entlang des Temperaturgefälles in den Kern der Schneckenwelle abgeführt wird.

Mit steigendem HF-Anteil kann beobachtet werden, dass die MF nicht mehr vorzugsweise den Zahngrund erwärmt. Bei einem HF-Anteil von 40 % wird der Zahngrund durch HF- und MF-Energie nahezu stetig erwärmt. Steigt der HF-Anteil weiter, welches gleichbedeutend mit einer Reduzierung der MF-Leistung ist, wird der Zahngrund während der HF-Phase sogar stärker erwärmt, als während der MF-Phase. Der Einfluss der Leistungen der HF bzw. MF ist für die Erwärmung im Zahngrund in diesem Fall von größerer Bedeutung als die Frequenz und deren vorwiegender Wirkungsbereich.

Das resultierende Temperaturprofil am Ende des Erwärmungsvorganges für die unterschiedlichen Anteile von HF- bzw. MF-Leistung zeigt Bild 6.16. Mit zunehmendem HF-Anteil ist eine verstärkte Erwärmung der Zahnspitze zu erkennen. Während bei einem HF-Anteil von 20 % die maximale Temperatur im Zahngrund anzutreffen ist, liegt sie bei einem HF-Anteil von 60 % in der Zahnspitze.

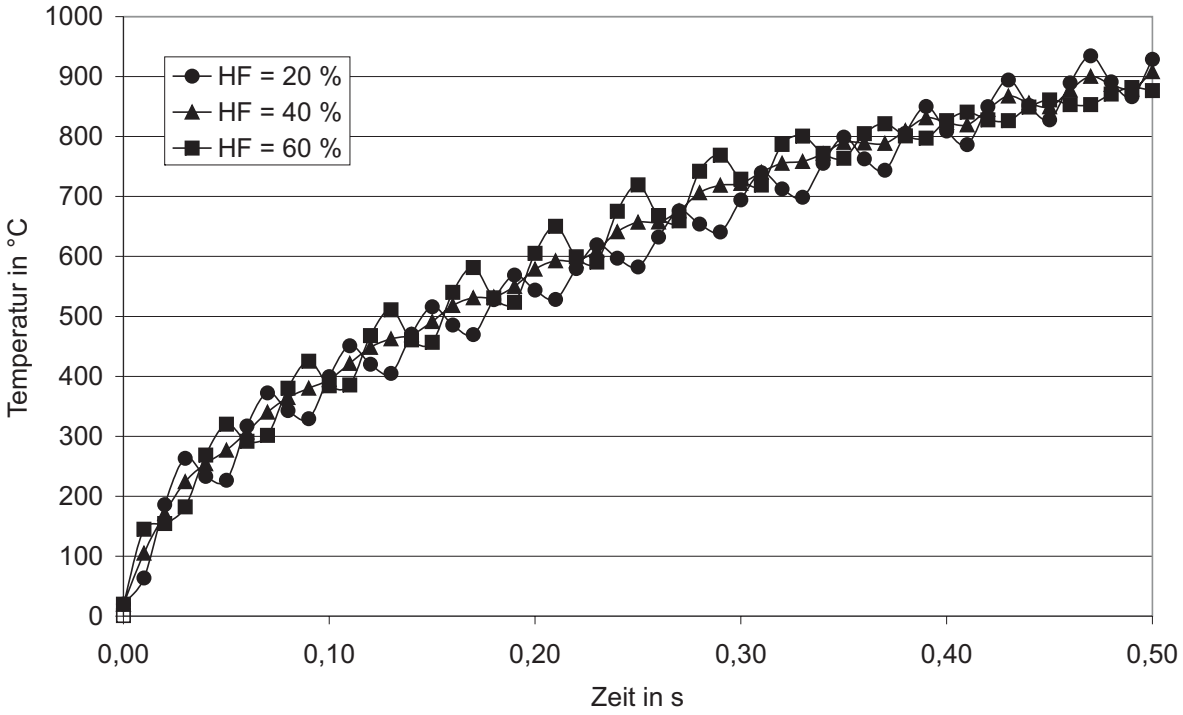

Bild 6.15: Einfluss des HF-Anteils auf den Temperaturverlauf im Zahngrund

Ein sehr konturgetreues oberflächennahes Temperaturprofil ist bei einem HF-Anteil von 40 % zu erkennen. An der Oberfläche tritt ein sehr geringer maximaler Temperaturunterschied von ca. $\Delta\vartheta_{max} = 20\,\mathrm{K}$ auf, der zwischen der Zahnflanke und dem Zahngrund zu beobachten ist.

Es ist festzuhalten, dass anhand der numerischen Simulationen der Einfluss des HF- bzw. MF-Anteils auf das Berechnungsergebnis nachgewiesen werden konnte. Eine hoher HF-Anteil führt zur überwiegenden Erwärmung der Zahnspitze, wohingegen ein hoher MF-Anteil den Zahngrund im stärkeren Maße erwärmt. Bei der richtigen Wahl des Verhältnisses von HF- zu MF-Energie ist ein konturgetreues Erwärmungsprofil möglich.

6.2.2 Optimierung

Wie im vorangegangenen Kapitel gezeigt wurde, bestimmen die HF- und MF-Frequenzen des Induktorstroms und insbesondere die Anteile der HF- bzw. MF-Leistung, für die entsprechende Stromdichten zum Erreichen der Endtemperatur ϑ_{soll} eingestellt

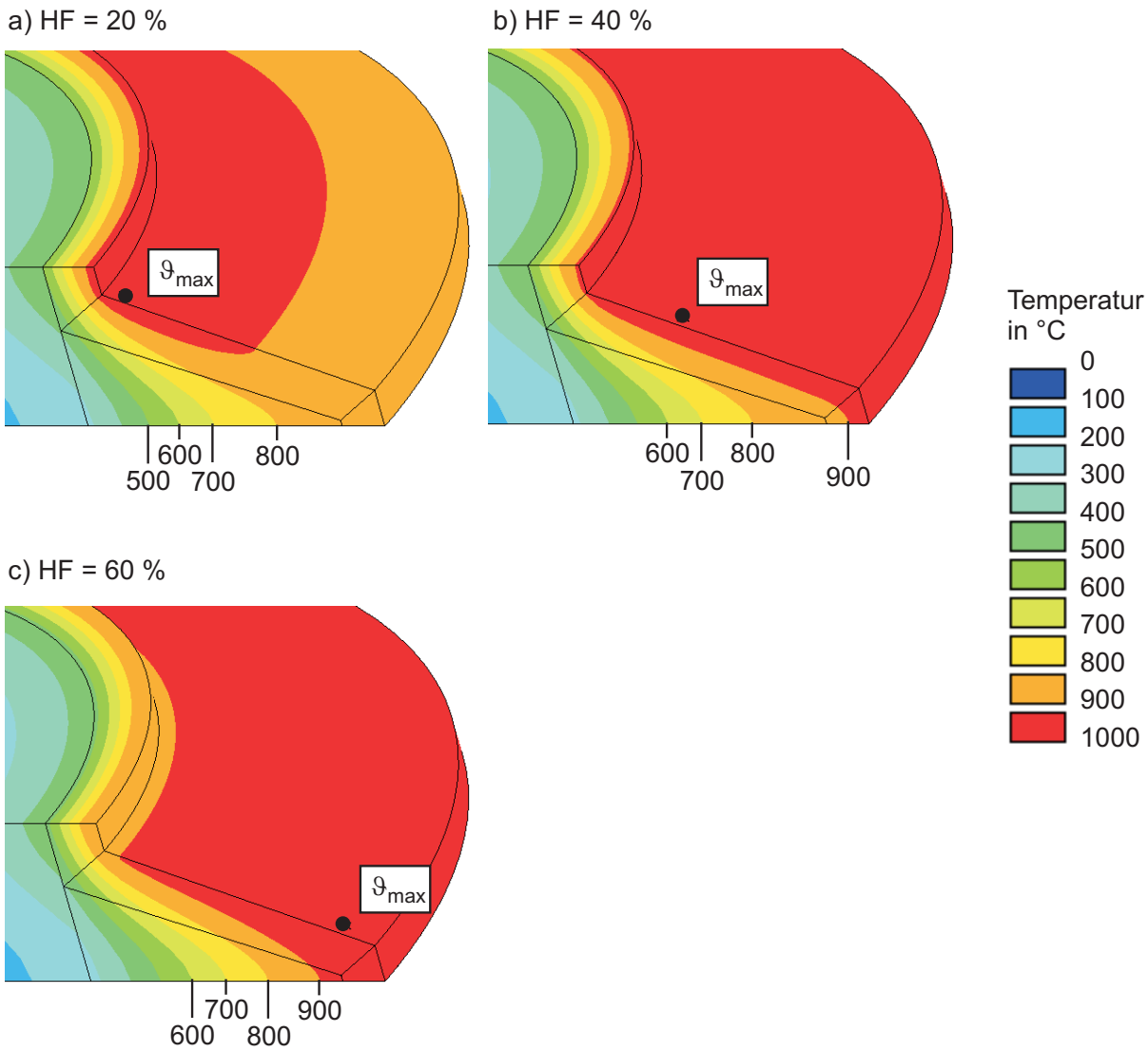

Bild 6.16: Temperaturprofil am Ende der Erwärmung für unterschiedliche HF-Anteile

werden müssen, das resultierende Temperaturprofil. Die Erwärmungszeit für die folgende automatische Optimierung wird wie bei den vorangegangenen Berechnungen mit $t = 0,5\,\mathrm{s}$ festgelegt. Die Temperatur an der Schneckenzahnoberfläche soll möglichst homogen bei einer Solltemperatur von $\vartheta_{soll} = 950\,^{\circ}\mathrm{C}$ liegen. Als Designvariablen werden die Frequenzen f_{MF} und f_{HF} sowie die dazugehörigen Stromdichten S_{MF} und S_{HF} festgelegt, deren Werte in den Grenzen nach Tabelle 5.1 durch die mathematische Optimierung zu bestimmen sind. In Tabelle 6.2 sind die Vorgaben sowie die Optimierungsergebnisse übersichtlich dargestellt.

Das auf die Solltemperatur normierte optimierte Temperaturprofil entlang der Zahnflanke zeigt Bild 6.17. Im Vergleich zur Optimierung mit einer Frequenz des Induk-

Tabelle 6.2: Vorgaben und Optimierungsergebnisse

Bezeichnung	Wert
Solltemperatur ϑ_{soll} in °C	950
Erwärmungszeit t in s	0,5
Mittelfrequenz f_{MF} in kHz	28
Hochfrequenz f_{HF} in kHz	347
Stromdichte S_{MF} in MA/m^2	132
Stromdichte S_{HF} in MA/m^2	29
Anteil HF-Leistung in %	22
max. Abweichung $\Delta\vartheta_{soll}$ in %	$+4,2$
max. Temperaturunterschied $\Delta\vartheta_{max}$ in K	61

torstroms ist ein deutlich homogeneres Temperaturprofil zu erkennen. Die maximale Abweichung von der Solltemperatur beträgt $\Delta\vartheta_{soll} = +4,2\,\%$. Sie tritt in der Nähe des Zahngrundes auf. In Richtung der Zahnspitze nimmt die Temperatur kontinuierlich ab. Der größte Temperaturunterschied auf der Zahnflanke beträgt $\Delta\vartheta_{max} = 61\,\mathrm{K}$ und erstreckt sich zwischen dem heißesten Punkt in der Nähe des Zahngrundes und dem kältesten Punkt an der Zahnspitze.

Einen Eindruck über das dreidimensionale optimierte Temperaturprofil am Ende des Erwärmungsprozesses vermittelt Bild 6.18 a). Die Isothermen verlaufen sehr konturnah. Im Bereich der Zahnspitze ist die Einwärmtiefe größer als im Zahngrund.

Verifikation

Um die Optimierungsergebnisse numerisch zu verifizieren, werden Probesimulationen durchgeführt. Hierbei werden die durch die Optimierung gewonnenen Werte der Designvariablen in das Basismodell eingesetzt, welches eine feinere Vernetzung und eine bessere Kopplung zwischen elektromagnetischem und thermischem Feld aufweist als das Optimierungsmodell. Das errechnete Temperaturprofil zeigt Bild 6.18 b). Die stärkste Erwärmung tritt, wie beim Optimierungsmodell, im Zahngrund auf. Jedoch werden insbesondere die Zahnflanke und die Zahnspitze geringer erwärmt. Dies liegt

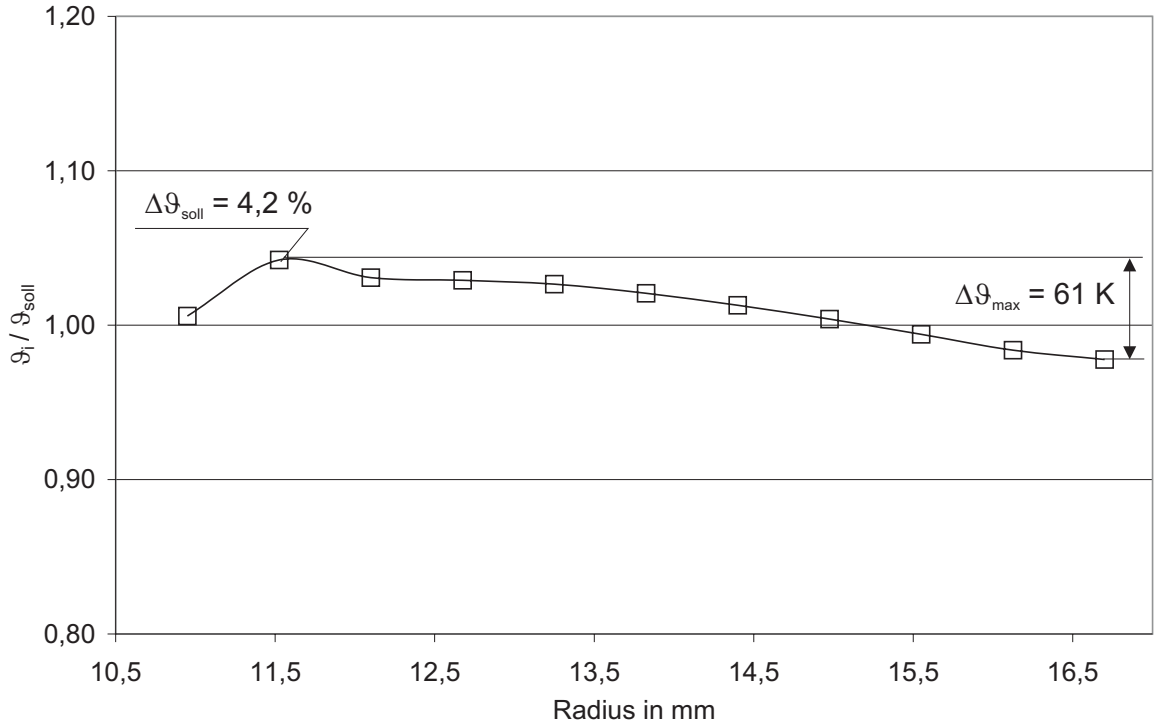

Bild 6.17: Normiertes Temperaturprofil der Zahnflanke

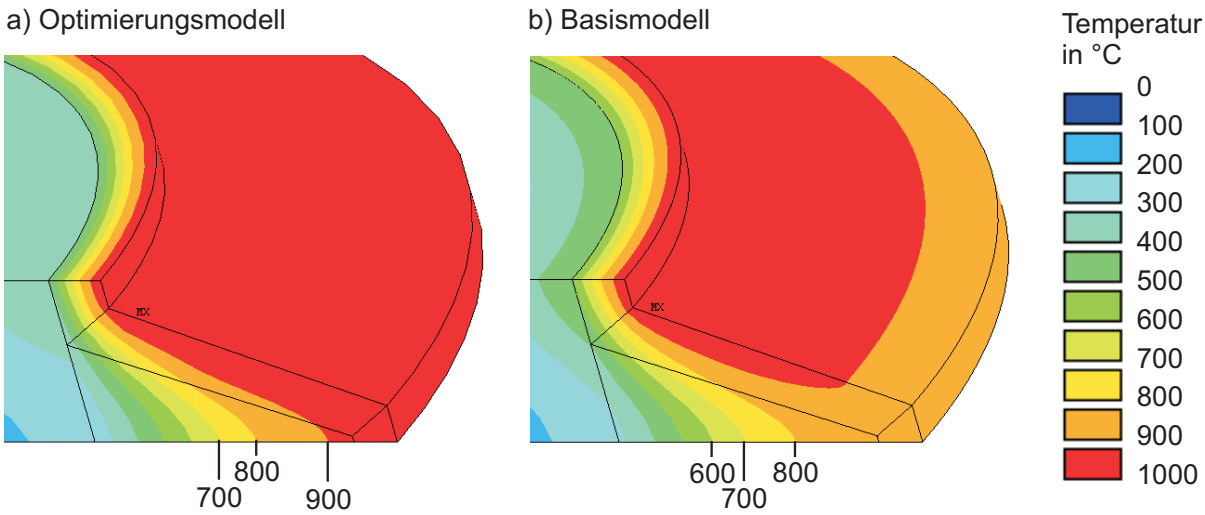

Bild 6.18: Temperaturprofile für das a) Optimierungsmodell und b) Basismodell am Ende der Erwärmung

darin begründet, dass durch die grobe Vernetzung des Optimierungsmodells insbesondere bei hohen Frequenzen die umgesetzte Leistung zu groß berechnet wird. Folglich wird beim Basismodell, das eine hinreichend feine Oberflächenvernetzung auf-

weist, die umgesetzte Leistung kleiner berechnet. Das Temperaturniveau ist aus diesem Grund niedriger.

Einen weiteren Beleg hierfür liefert der Vergleich der auf die Solltemperatur normierten Temperatur der Zahnflanke für das Optimierungs- und Basismodell in Bild 6.19. Beide Temperaturprofile zeigen prinzipiell einen identischen Verlauf. Das Temperaturprofil des Optimierungsmodells liegt stets oberhalb des Basismodells. In Richtung der Zahnspitze, in der überwiegend die im Optimierungsmodell zu groß berechnete HF-Leistung wirkt, wird die Diskrepanz der Temperaturen größer. Die maximale Abweichung von der Solltemperatur tritt beim Basismodell an der Zahnspitze auf und beträgt $\Delta\vartheta_{soll} = -7{,}8\,\%$. Sie ist damit nahezu doppelt so hoch wie beim Optimierungsmodell. Die maximale Temperaturdifferenz beim Basismodell liegt mit $\Delta\vartheta_{max} = 81\,\mathrm{K}$ ebenfalls oberhalb des Wertes für das Optimierungsmodell (vgl. Tabelle 6.2).

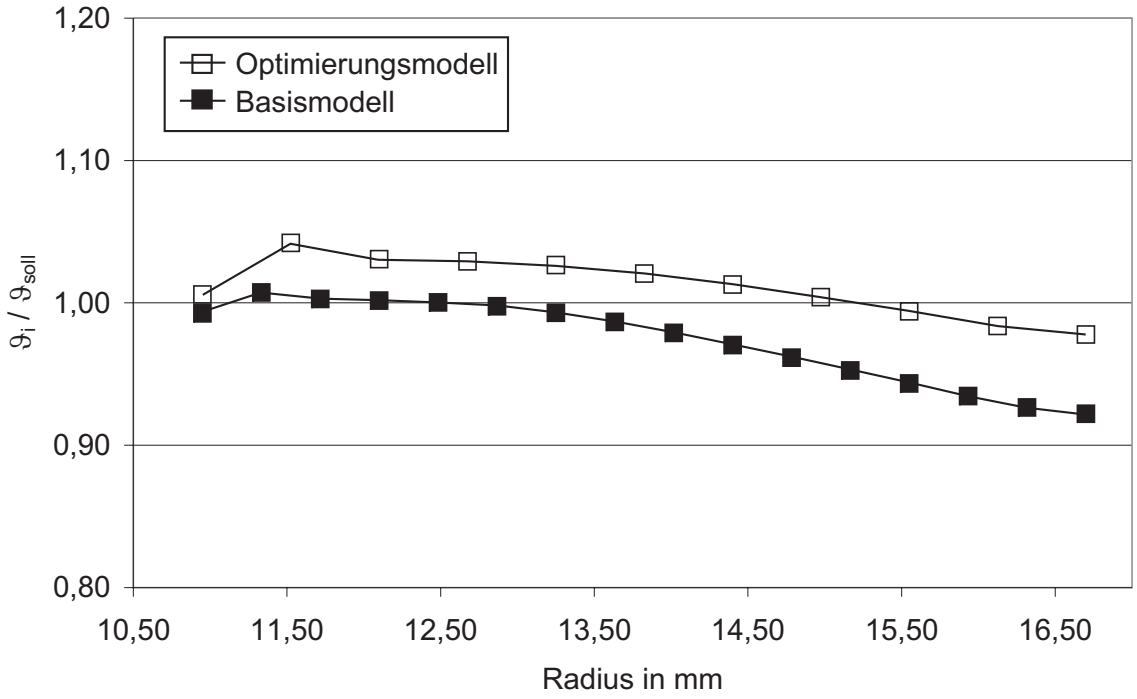

Bild 6.19: Vergleich der normierten Temperaturprofile aus Basis- und Optimierungsmodell

Ein Vergleich mit den Ergebnissen aus Kapitel 6.2.1, in dem für verschiedene HF-Anteile das resultierende Temperaturprofil bestimmt wurde, legt den Schluss nahe, dass das Optimierungsergebnis nicht das bestmögliche Resultat darstellt. Für einen

HF-Anteil von 40 % und den Frequenzen $f_{HF} = 300\,\text{kHz}$ bzw. $f_{MF} = 20\,\text{kHz}$ konnte ein konturgetreueres Temperaturprofil erzielt werden (vgl. Bild 6.16). Die maximale Abweichung von der Solltemperatur ist mit $\Delta\vartheta_{soll} = -4,4\,\%$ zwar genau so groß wie beim Optimierungsergebnis, jedoch liegt der maximale Temperaturunterschied auf der Zahnflanke mit $\Delta\vartheta_{max} = 26\,\text{K}$ deutlich unter dem Wert der Optimierung.

Es ist festzuhalten, dass die automatische Optimierung gute Werte für die einzustellenden Härteparameter liefert. Dabei ist nicht sichergestellt, ob es sich um die optimalen Werte handelt. Ist die durch die automatische Optimierung erzielte Temperaturverteilung nicht homogen genug, muss der Anwender eine manuelle Optimierung durchführen. Die Ergebnisse der automatischen Optimierung liefern hierzu die Grundlage.

Die Ungenauigkeit der automatischen Optimierung bei der Anwendung in der SDF-Erwärmung liegt allein darin begründet, dass aufgrund mangelnder Rechnerleistung eine zu grobe Diskretisierung und eine nicht hinreichende Kopplung zwischen elektromagnetischem und thermischem Feld in Kauf genommen werden muss. Die rasch voranschreitende Entwicklung in der Mikroelektronik wird in naher Zukunft eine automatische Optimierung mit dem Basismodell bei akzeptablen Berechnungszeiten ermöglichen.

7
Verifikation des Berechnungsmodells

Numerische Simulationen werden in zahlreichen Anwendungsgebieten erfolgreich eingesetzt. Sie ermöglichen eine schnelle und damit kostengünstige Analyse verschiedenster Problemstellungen. Der Anwender numerischer Simulationsmodelle muss jedoch sicher sein, dass die Berechnungsergebnisse der Realität entsprechen. Ein Berechnungsmodell ist mittels experimenteller Untersuchungen zu verifizieren.

Aus diesem Grund wurden anhand ausgewählter induktiver Erwärmungsvorgänge Vergleiche zwischen numerischer Simulation und experimenteller Härtung durchgeführt. Verglichen werden die numerisch berechnete Temperaturverteilung am Ende des induktiven Erwärmungsvorganges mit dem experimentell erzielten Härteverlauf im Zahnbereich. Dieser Vergleich ist zulässig, solange im Wesentlichen nur die Randschicht erwärmt und ohne zeitliche Verzögerung unmittelbar nach der Erwärmung abgeschreckt wird. In diesem Fall entspricht der Verlauf der berechneten Isothermen annähernd dem experimentellen Härteverlauf. Für die im Folgenden betrachteten Untersuchungen ist diese Voraussetzung gegeben.

7.1 SDF-Härtung ohne Vorerwärmung

Untersucht wird zunächst ein induktiver Härtevorgang mit Zweifrequenz-Erwärmung. Die experimentellen Untersuchungen wurden bei der Firma Eldec Schwenk Induction GmbH / Dornstetten durchgeführt, die als Hersteller der Zweifrequenz-Generatoren eine SDF-Härteanlage mit 600 kW Gesamtleistung besitzt.

Die experimentelle Härteanordnung zeigt Bild 7.1. Sie besteht aus der mit 550 $^{1}/_{\mathrm{min}}$ rotierenden Schneckenwelle, dem Linieninduktor mit Feldführungselementen und den Abschreckbrausen, aus denen unmittelbar nach der Erwärmung über einen Zeitraum von 5 s eine Kühlemulsion austritt. Die Parameter für die durchgeführte numerische Simulation sowie der experimentellen Härtung beinhaltet Tabelle 7.1.

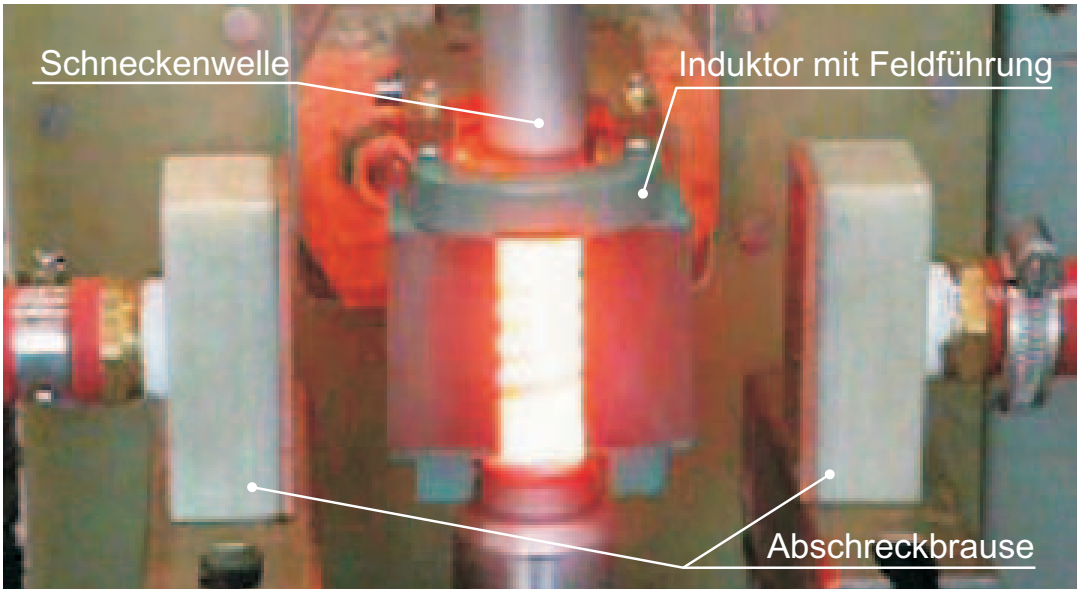

Bild 7.1: Experimentelle Härteanordnung zur SDF-Erwärmung

Tabelle 7.1: Parameter für die numerische Simulation und experimentelle Härtung ohne Vorerwärmung

Bezeichnung	Wert
Solltemperatur ϑ_{soll} in °C	950
Erwärmungszeit t in s	0,35
Mittelfrequenz f_{MF} in kHz	12
Hochfrequenz f_{HF} in kHz	321
Anteil HF-Leistung in %	29
Anteil MF-Leistung in %	71

Ein Vergleich zwischen der simulierten Temperaturverteilung und dem Verlauf der erzielten Härtezone ermöglicht Bild 7.2. Die linke Hälfte des Schneckenzahnes zeigt die berechneten Isothermen. In der rechten Hälfte ist das experimentelle Schliffbild dargestellt. Auf den ersten Blick ist erkennbar, dass der prinzipielle Verlauf der Isothermen und der Härtezone identisch ist. Die Isothermen besitzen im Bereich der Zahnspitze einen größeren Abstand als im Zahngrund. Die Härtezone an der Zahnspitze erstreckt sich ebenfalls über einen größeren Bereich als im Zahngrund.

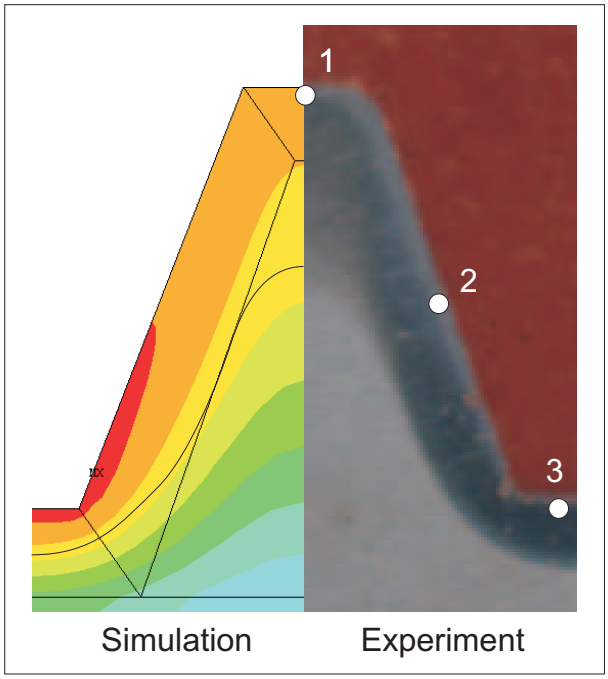

Bild 7.2: Vergleich zwischen simulierter Temperaturverteilung und Verlauf der Härtezone ohne Vorerwärmung

Ein weiterer Vergleich kann zwischen den gemessenen Härtewerten und den berechneten Temperaturen an charakteristischen Punkten durchgeführt werden. Die in Bild 7.2 aufgeführten Punkte 1 bis 3 befinden sich auf der Zahnspitze, an der Zahnflanke und im Zahngrund. In Tabelle 7.2 werden die simulierten Temperaturen und die gemessenen Härten gegenübergestellt. Es ist zu erkennen, dass sowohl die berechneten Temperaturen als auch die gemessenen Härten ausgehend von der Zahnspitze bis zum Zahngrund ansteigen. Die niedrigsten Temperaturen und Härten treten an der Zahnspitze auf. Die höchsten Temperaturen und Härten sind im Zahngrund zu beobachten.

Tabelle 7.2: Vergleich simulierter Temperaturen und gemessener Härtewerte ohne Vorerwärmung

Ort	Temperatur in °C	Härtewerte in HRC
1	828	62
2	898	64
3	920	66

7.2 SDF-Härtung mit Vorerwärmung

Für die experimentelle Härtung stand ein Generator in SDF-Technik zur Verfügung, dessen Leistung auf 600 kW begrenzt ist. Um die Erwärmungszeit der Zweifrequenz-Erwärmung weiter zu reduzieren und somit ein oberflächennaheres konturgetreueres Härteprofil zu erhalten, wird eine Vorerwärmung mit reiner HF-Leistung durchgeführt. Damit wird das Temperaturniveau in der Randschicht auf einen Wert angehoben, der unterhalb der Austenitisierungstemperatur liegt. Während der Haupterwärmung muss die Randschicht lediglich um ca. 500 K induktiv erwärmt werden, wodurch die Haupterwärmungszeit auf $0,3$ s reduziert werden kann. Die Parameter für die numerische Simulation und die experimentelle Härtung sind Tabelle 7.3 zu entnehmen. Die prozentualen Anteile der HF- und MF-Leistung beziehen sich auf die Gesamtleistung der Anlage von 600 kW.

Tabelle 7.3: Parameter für die numerische Simulation und experimentelle Härtung mit Vorerwärmung

Bezeichnung	Wert
Solltemperatur ϑ_{soll} in °C	950
Mittelfrequenz f_{MF} in kHz	12
Hochfrequenz f_{HF} in kHz	321
Vorerwärmung	
Erwärmungszeit t_{vor} in s	0,5
Anteil HF-Leistung in %	10
Anteil MF-Leistung in %	0
Haupterwärmung	
Erwärmungszeit t_{haupt} in s	0,3
Anteil HF-Leistung in %	30
Anteil MF-Leistung in %	70

Einen grafischen Vergleich zwischen der simulierten Temperaturverteilung und dem erzielten Härteverlauf ermöglicht Bild 7.3. Wie beim vorherigen Vergleich ohne Vorerwärmung sind der Härteverlauf und der Isothermenverlauf nahezu identisch. Im Zahn-

grund ist der Abstand der Isothermen dichter als in der Zahnspitze. Die Härtezone im Zahngrund ist schärfer begrenzt als in der Zahnspitze. Der experimentelle Härteverlauf entspricht einer Isotherme von ca. $\vartheta = 850\,^{\circ}\mathrm{C}$.

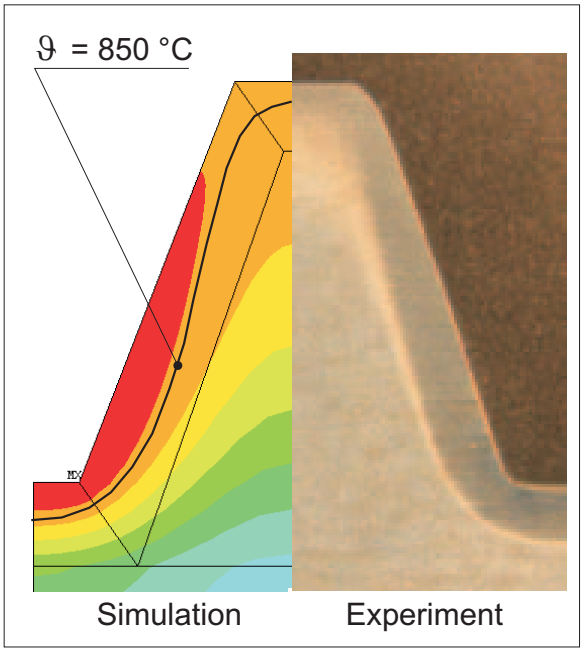

Bild 7.3: Vergleich zwischen simulierter Temperaturverteilung und Verlauf der Härtezone mit Vorerwärmung

Bild 7.4 zeigt den gemessenen Härteverlauf normal zur Oberfläche für drei Linien im Zahngrund, auf der Zahnflanke und an der Zahnspitze. In Bild 7.5 ist der simulierte Temperaturverlauf entlang der beschriebenen Verläufe dargestellt. Die kleinsten Oberflächenhärten treten an der Zahnspitze auf. Dort sind die simulierten Temperaturen ebenfalls am niedrigsten. An der Zahnflanke und im Zahngrund sind nahezu identische Oberflächenhärten zu erkennen, wobei der Zahngrund geringfügig höhere Werte aufweist. Dort ist die Oberflächentemperatur am größten.

Die Temperaturverläufe und die Härteverläufe entlang der ausgewählten Linien zeigen identische Tendenzen. Die Härtewerte im Zahngrund sind am größten und fallen schneller ab, als die Härten in der Zahnspitze und der Zahnflanke. Der Temperaturverlauf reagiert identisch. Einen weniger steilen Abfall der Härtewerte ist auf der Zahnflanke zu erkennen. Der Temperaturabfall auf der Zahnflanke ist ebenfalls geringer als im Zahngrund. An der Zahnspitze sinken die Härtewerte in Richtung des Zahninneren am langsamsten. Der Temperaturabfall an der Zahnspitze ist ebenfalls am geringsten.

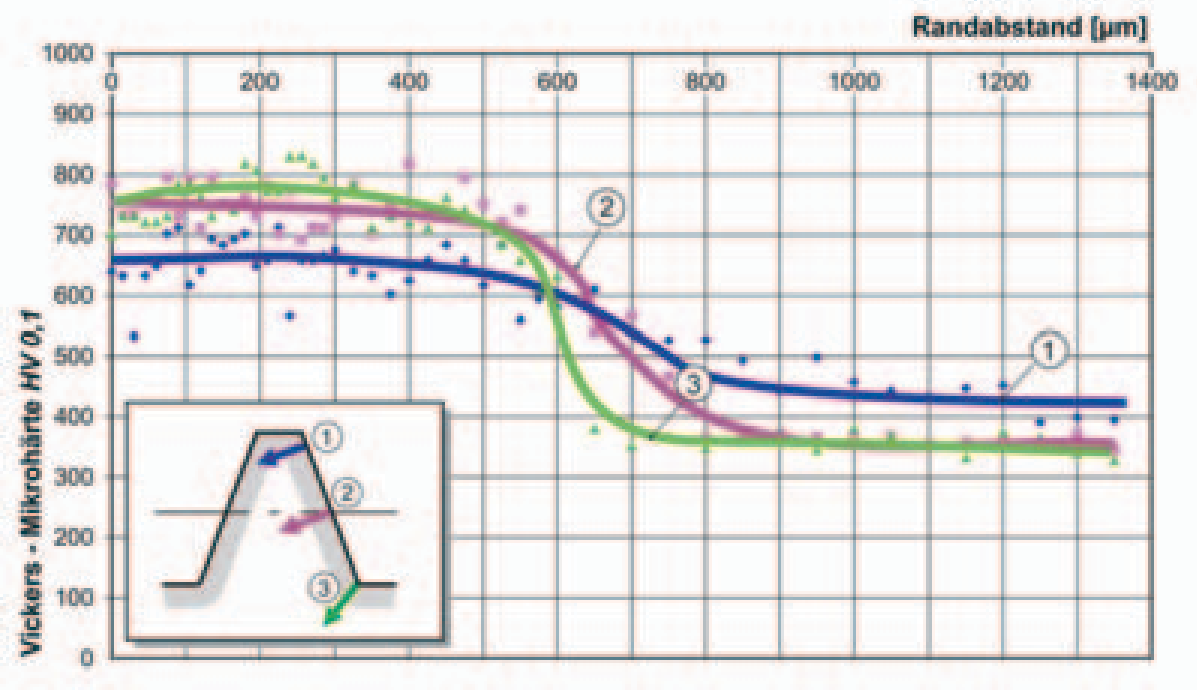

Bild 7.4: Experimenteller Härteverlauf [20]

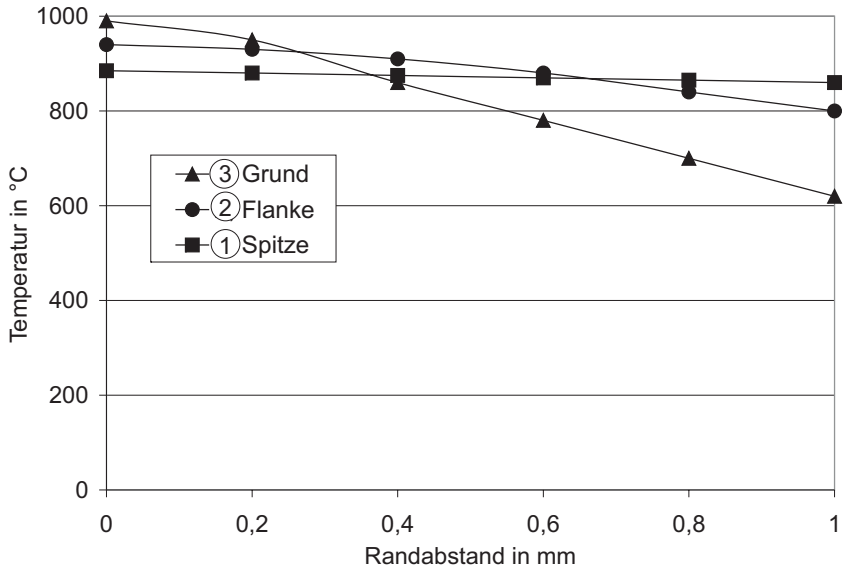

Bild 7.5: Temperaturverlauf an Zahngrund, Zahnflanke und Zahnspitze

Der Temperatur- und Härteverlauf weisen gleiche Tendenzen auf, sind aber nicht identisch. Die Abschreckung mittels einer Kühlemulsion erfolgt an der Zahnoberfläche. Die Abkühlgeschwindigkeit nimmt ausgehend von der Zahnoberfläche mit zunehmender Tiefe ab. Somit weicht das erzielte Temperaturprofil vom Härteprofil ab. Bei Er-

wärmungszeiten im Zehntel-Sekunden-Bereich, in denen nur die Randschicht erwärmt wird, ist der Effekt nicht sehr stark ausgeprägt, aber vorhanden. Mit zunehmender Einwärmtiefe weichen Erwärmungs- und Härteprofil stärker voneinander ab. Bei den betrachteten Beispielen kann eine gute Übereinstimmung zwischen dem simulierten Temperaturprofil und dem erzielten Härteprofil festgestellt werden.

8
Ausblick

Das vorgestellte numerische Simulationsmodell kann den dreidimensionalen induktiven Erwärmungsvorgang zum Randschichthärten erfolgreich berechnen. Mittels Parameterstudien und automatischer Optimierung können die Härteparameter bestimmt werden, die zum gewünschten Temperaturprofil im Werkstück führen. Kostenintensive Versuchsreihen, insbesondere für die Randschichthärtung komplexer Geometrien, können in nennenswertem Umfang reduziert werden.

Das in der vorliegenden Arbeit entwickelte Simulationsmodell berücksichtigt die Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften. Die Feldstärkeabhängigkeit der Permeabilität wurde berücksichtigt, indem ein Mittelwert der relativen Permeabilität für die vorkommenden Oberflächenfeldstärken angesetzt wird. Er gilt für das gesamte Werkstück und dient als Startwert für die Temperaturabhängigkeit der relativen Permeabilität, die beim Erreichen der Curie-Temperatur eins wird. Eine Verbesserung des Simulationsmodells kann erzielt werden, indem für jedes Element innerhalb des Werkstücks gleichzeitig eine Temperatur- und Feldstärkeabhängigkeit implementiert wird. Die verwendete Simulationssoftware ANSYS bietet diese Möglichkeit in der vorliegenden Version nicht an. Eine Realisierung der Feldstärkeabhängigkeit ist denkbar, indem für das Werkstück mehrere Gebiete definiert werden, denen unterschiedliche Materialeigenschaften zugewiesen werden können. Für jedes Gebiet könnte ein eigener Startwert für die temperaturabhängige Permeabilität über die Bestimmung der mittleren Feldstärke für das jeweilige Gebiet erfolgen.

Das numerische Simulationsmodell für das induktive Randschichthärten konzentriert sich auf den induktiven Erwärmungsprozess. Der Abschreckvorgang wird nicht berücksichtigt. Wie in Kapitel 7 gezeigt wurde, kann bei sehr kurzen Erwärmungszeiten im Zehntel-Sekunden-Bereich, die vorzugsweise zur Erwärmung der Randschicht führen, vom Isothermenverlauf auf die Härtezone geschlossen werden. Mit zunehmender Erwärmungzeit und größerer Einwärmtiefe weichen Temperatur- und Härteverlauf stärker voneinander ab. Die Einbeziehung des Abkühlvorgangs würde zur Verbesserung des Simulationsmodells führen. Der Kühlvorgang kann in erster Näherung über

eine konstante Oberflächentemperatur des Werkstücks, die der Temperatur des Kühlwassers entspricht, eingeleitet werden. Über die simulierte Temperaturverteilung sowie die resultierenden Abkühlgeschwindigkeiten kann die Umwandlung des Materialgefüges hergeleitet werden. Es ist zu prüfen, inwiefern die von ANSYS bereitgestellten Programmteile zur Strukturmechanik einsetzbar sind. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, das mit ANSYS simulierte Temperaturprofil nach der Erwärmung in kommerzielle Programmpakete einzulesen, die die Materialumwandlung erfolgreich simulieren können.

Unter dem Aspekt steigender Rechnerleistungen bietet die automatische Optimierung weitere Perspektiven. Zum einen können Optimierungen mit dem vorgestellten Basismodell durchgeführt werden, bei dem keine Kompromisse hinsichtlich der Vernetzung und der Kopplung von elektromagnetischen und thermischen Feldern eingegangen werden müssen. Zum anderen können weitere Designvariablen, wie beispielweise die Abmessungen des Induktorleiters und die daraus entstehende Induktorgeometrie, bestimmt werden. Unter Zuhilfenahme des vorgestellten genetischen Optimierungsalgorithmus können derzeit die Werte für acht Designvariablen ermittelt werden.

9
Zusammenfassung

Das induktive Randschichthärten ist ein in der Industrie weit verbreitetes elektrothermisches Verfahren, das zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften im Oberflächenbereich metallischer Werkstücke eingesetzt wird. Die Vorteile des Prozesses liegen im Eintrag hoher Leistungsdichten, in kurzen Wärmebehandlungszeiten und hoher Prozesssicherheit. Eine wirtschaftliche Integration in eine Fertigungslinie kann durchgeführt werden.

Die Vorteile des induktiven Randschichthärtens sollen in zunehmendem Maße für komplexe dreidimensionale Werkstückgeometrien, wie beispielsweise Innenverzahnungen in Automatikgetrieben, genutzt werden. Oft wird eine konturnahe Härtung angestrebt. Die Lösung der Härteaufgaben mit empirischen Mitteln, d. h. mit aufwendigen Versuchsreihen zur Ermittlung der Härteparameter, ist auch bei vorhandenem Fachwissen nur eingeschränkt möglich. Die numerische Simulation des induktiven Erwärmungsprozesses zur Bestimmung der Härteparameter kann in nennenswertem Umfang dazu beitragen, kostenintensive experimentelle Untersuchungen zu reduzieren.

Vor diesem Hintergrund wurde in der vorliegenden Arbeit ein numerisches Simulationsmodell entwickelt, dass den dreidimensionalen Erwärmungsprozess für das induktive Randschichthärten komplexer Geometrien erfolgreich simuliert. Die Berechnung erfolgt für dreidimensionale Strukturen. Das elektromagnetische und das thermische Feld beeinflussen sich und wurden deshalb gekoppelt. Des Weiteren wurden alle Materialeigenschaften temperaturabhängig implementiert. Bei axialsymmetrischen Anordnungen kann eine Rotation des Werkstücks berücksichtigt werden.

Für das konturnahe induktive Randschichthärten komplexer Geometrien, wie beispielsweise Verzahnungen, wird die SDF-Technik (Simultaneous Dual Frequency) mit sehr guten Ergebnissen eingesetzt. Die Erwärmung erfolgt gleichzeitig mit einer Mittelfrequenz- (MF) und einer Hochfrequenz-Energie (HF). Das numerische Simulationsmodell kann zur Berechnung des SDF-Erwärmungsvorgangs ebenfalls eingesetzt werden.

Das entwickelte Simulationsmodell wurde erfolgreich mit Optimierungsalgorithmen gekoppelt. Durch die automatische Optimierung konnten die Härteparameter, die bei der Optimierung als Designvariablen bezeichnet werden, Frequenz und Größe des Induktorstroms bestimmt werden. Bei der Erwärmung mit einer Frequenz des Induktorstroms wurden zwei Designvariablen numerisch ermittelt. Bei der SDF-Technik sind es vier Härteparameter, da für beide Frequenzbereiche die Frequenz und Größe des Induktorstroms bestimmt werden müssen.

Mit Hilfe des numerischen Simulationsmodells konnte der Einfluss der Frequenz des Induktorstroms auf den Erwärmungsvorgang einer Schneckenwelle untersucht werden. Es konnte gezeigt werden, dass niedrige Frequenzen im Bereich von 10 bis 40 kHz überwiegend den Zahngrund erwärmen, wohingegen hohe Frequenzen von 200 bis 400 kHz die Zahnspitze am stärksten erhitzen. Eine sehr konturnahe Oberflächenerwärmung konnte nicht festgestellt werden.

Des Weiteren konnte gezeigt werden, dass sehr kurze Erwärmungszeiten im Zehntel-Sekunden-Bereich eine oberflächennähere Erwärmung erlauben als Erwärmungszyklen, die länger als eine Sekunde andauern. Ein guter Kompromiss zwischen Erwärmungszeit und erforderlicher Generatorleistung liegt bei einer Erwärmungsdauer von 0,5 Sekunden. Bei längeren Heizzeiten kommt es zur unerwünschten Durcherwärmung des Schneckenzahnes.

Anhand der numerischen Simulation der SDF-Erwärmung konnte der Einfluss der Anteile von HF- und MF-Leistung auf den Erwärmungsverlauf im Zahnbereich nachgewiesen werden. Niedrige HF-Leistungen führen zur überwiegenden Erwärmung des Zahngrundes, wohingegen hohe Anteile der HF-Leistung zur vorwiegenden Erwärmung der Zahnspitze führen. Bei der untersuchten Schneckengeometrie ist ein HF-Anteil von 30 bis 40 % an der Gesamtleistung für ein konturgetreues oberflächennahes Erwärmungsbild optimal.

Abschließend konnte in der vorliegenden Arbeit das numerische Simulationsmodell anhand experimenteller Härtungen überprüft werden. Die simulierten Temperaturverläufe und die messtechnisch bestimmten Härteverläufe wurden für zwei Härteversuche mit der SDF-Technik gegenüber gestellt. Es wurden prinzipiell identische Temperatur- und Härteverläufe festgestellt. Ausgehend vom simulierten Temperaturverlauf konn-

te direkt auf den zu erwartenden Härteverlauf geschlossen werden. Das entwickelte numerische Simulationsmodell konnte verifiziert werden. Es liefert einen Beitrag, um neue Anwendungsgebiete für das induktive Randschichthärten zu erschließen.

Literaturverzeichnis

[1] RUDNEV, V. ; LOVELESS, D. ; COOK, R. ; BLACK, M.: *Handbook of Induction Heating*. Marcel Decker, Inc., New York 2003

[2] HAIMBAUGH, R. E.: *Practical Induction Heat Treating*. ASM International, Ohio 2001

[3] OSBORN, H. B.: *Surface Hardening by Induction*. ASM International, Ohio 1970

[4] BENKOWSKY, G.: *Induktionserwärmung: Härten, Glühen, Schmelzen, Löten, Schweißen*. Verlag Technik GmbH, Berlin 1990

[5] LIEDTKE, D. ; JÖNSSON, R.: *Wärmebehandlung: Grundlagen und Anwendungen für Eisenwerkstoffe*. Expert-Verlag, Renningen 2000

[6] ASM COMMITTEE ON INDUCTION HEATING (HRSG.): *Induction Hardening and Tempering*. ASM International, Ohio 1964

[7] CHILD, H. C.: *Surface Hardening of Steel*. Oxford University Press, Hampshire 1980

[8] GROSCH, J.: *Einfluss des Anlassens nach Einsatz- bzw. Randschichthärten auf nachfolgende Bearbeitungsvorgänge und Bauteilhaltbarkeit*. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e. V., Frankfurt 1993

[9] DIN 17212: *Stähle für Flamm- und Induktionshärtung*. Deutsche Normen, Beuth-Vertrieb GmbH, Berlin 1972

[10] HOUGARDY, H.: *Die Umwandlung der Stähle, Teil 2*. Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf 1982

[11] NIEMANN, G. ; WINTER, H.: *Maschinenelemente, Band 2*. Springer-Verlag, Berlin 1983

[12] ELDEC SCHWENK INDUCTION GMBH: *Eldec Schwenk liefert Induktionserwärmungsanlage an Boing*. elektrowärme international 62 (2004), S. 100

[13] WETZEL, Th.: *Die Schmelzenströmung im Si-Czochralski-Prozeß unter dem Einfluss elektromagnetischer Felder*. VDI Verlag GmbH, Düsseldorf 2001

[14] NAUVERTAT, G.: *Optimiertes Design industrieller induktiver Querfeld-Banderwärmungsanlagen*. VDI Verlag GmbH, Düsseldorf 2001

[15] N. N.: *ANSYS 6.0, Online-Manual*

[16] MÜLLER, G. ; GROTH, C.: *FEM für Praktiker - Band 1: Grundlagen*. Expert-Verlag, Renningen 2000

[17] SCHWENK, W. ; PETER, H.-J.: *Anwendungen des Zweifrequenz-Simultan-Verfahrens zum induktiven Randschichthärten*. elektrowärme international 60 (2002), S. 13-18

[18] STIELE, H.: *Induktive Allzahnhärteverfahren*. elektrowärme international 62 (2004), S. 109-113

[19] PETER, H.-J.: *Simultaneous Dual-Frequency Induction Hardening (SDF Method): A New Way of Heat Treatment*. Proc. of the Int. Symposion of Heating by Electromagnetic Sources, Padua 2004, p. 569-575

[20] RHODE, A. ; WRONA, E.: *Induktives Härten von Getriebeschnecken*. AiF-Abschlussbericht 57 ZN, Köln 2004

[21] PHILIPPOW, E.: *Taschenbuch Elektrotechnik, Band 6: Systeme der Elektroenergietechnik*. Carl Hanser Verlag, München Wien 1982

[22] RUDOLPH, M. ; SCHÄFER, H.: *Elektrothermische Verfahren: Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. Springer-Verlag, Berlin 1989

[23] V. STARK, A. ; MÜHLBAUER, A. ; KRAMER, C.: *Praxishandbuch Thermo-Prozesstechnik, Band 2: Prozesse, Komponenten, Sicherheit*. Vulkan-Verlag, Essen 2003

[24] WOLFF, I.: *Grundlagen und Anwendungen der Maxwellschen Theorie I*. BI Wissenschaftsverlag, Mannheim 1991

[25] WOLFF, I.: *Grundlagen und Anwendungen der Maxwellschen Theorie II*. BI Wissenschaftsverlag, Mannheim 1992

[26] HAASE, H. ; GARBE, H.: *Elektrotechnik: Theorie und Grundlagen*. Springer-Verlag, Berlin 1998

[27] VEREIN DEUTSCHER EISENHÜTTENLEUTE (HRSG.): *Das Zustandsschaubild Eisen-Kohlenstoff und die Grundlagen der Wärmebehandlung der Eisen-Kohlenstoff-Legierungen*. Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf 1961

[28] BROOKS, C. R.: *Principles of the Surface Treatment of Steels*. Technomic Publishing Company, Lancaster 1992

[29] WEISS, T.: *Zum Festigkeits- und Verzugsverhalten von randschichtgehärteten Zahnrädern*. Dissertation TU München, München 1983

[30] MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR EISENFORSCHUNG (HRSG.): *Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle, Band 1+2*. Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf 1954

[31] MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR EISENFORSCHUNG (HRSG.): *Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle, Band 3*. Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf 1973

[32] VANDER VOORT, G. F.: *Atlas of Time-Temperature Diagrams for Irons and Steels*. ASM International, Ohio 1991

[33] DIN 17022-5: *Verfahren der Wärmebehandlung, Teil 5: Randschichthärten*. Deutsche Normen, Beuth-Vertrieb GmbH, Berlin 2000

[34] HEUMANN, K.: *Grundlagen der Leistungselektronik*. B. G. Teubner, Stuttgart 1996

[35] BROSCH, P. ; LANDRATH, J. ; WEHBERG, J.: *Leistungselektronik: Kompakte Grundlagen und Anwendungen*. Friedr. Vieweg und Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig Wiesbaden 2000

[36] KAMMEYER, K. D.: *Nachrichtenübertragung*. B. G. Teubner, Suttgart 1992

[37] STADLER, E.: *Modulationsverfahren*. Vogel Verlag, Würzburg 2000

[38] LANGE, K. ; LÖCHERER, K.-H.: *Taschenbuch der Hochfrequenztechnik*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 1992

[39] WRONA, E. ; NACKE, B. ; RESETOV, D.: *3D-Modelling of the Transient Heating Process for Induction Surface Hardening*. Proc. of the Int. Scientific Colloquium on Modelling for Electromagnetic Processing, Hannover 2003, p. 119-123

[40] MATEK, W. ; MUHS, D. ; WITTEL, H.: *Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung*. Vieweg-Verlag, Braunschweig Wiesbaden 1984

[41] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE (HRSG): *Induktive Erwärmung: Physikalische Stoffeigenschaften Eisenwerkstoffe*. VDI 3128 Blatt 1, 1974

[42] HEGEWALD, F.: *Induktives Oberflächenhärten*. BBC Nachrichten 1961, Heft 7/8, S. 62-84

[43] SIEBERT, H. J.: *Bestimmung der Permeabilität und ihrer Rückwirkung auf die Energieübertragung beim induktiven Erwärmen*. Dissertation TH Aachen, Aachen 1978

[44] SCHÄTZING, W.: *FEM für Praktiker - Band 4: Elektrotechnik*. Expert-Verlag, Renningen 2003

[45] MÜHLBAUER, A.: *Technische Wärmelehre für Studierende der Elektrotechnik - Teil 1: Wärmeübertragung*. Institut für Elektrowärme, Universität Hannover, Hannover 1990

[46] BÖRGERDING, R.: *Optimierung des Betriebs induktiver Schmiedeblockerwärmer*. VDI Verlag GmbH, Düsseldorf 1997

[47] WRONA, E. ; NACKE, B.: *Rational Use of Energy in Induction Heaters for Forging Industry*. Proc. of the Int. Colloquium of Modelling for Saving Resources, Riga 2001, p. 153-157

[48] VARGA, J.: *Praktische Optimierung*. R. Oldenburg Verlag, München Wien 1974

[49] KÜNZI, H. P. ; KRELLE, W. ; V. RANDOW, R.: *Nichtlineare Programmierung*. Springer-Verlag, Berlin 1979

[50] FOX, R. L.: *Optimization Methods for Engineering Design*. Addison-Wesley Publishing Company, Reading 1971

[51] RUDNICKI, M.: *On Global Optimization Algorithms for Engineering Design Problems*. Proc. of the Int. Induction Heating Seminar, Padua 1998, p. 427-436

[52] HOFFMANN, U. ; HOFMANN, H.: *Einführung in die Optimierung*. Verlag Chemie GmbH, Weinheim/Bergstraße 1971

[53] DAMERT, K. ; BALZER, D. ; REINIG, G.: *Nichtlineare Optimierung für Modellierung und Prozeßsteuerung (Algorithmen, Programme, Anwendungen)*. Akademie-Verlag, Berlin 1976

[54] PLESHIVTSEVA, Yu. ; EFIMOV, A. ; RAPOPORT, E. ; NACKE, B. ; NIKANOROV, A. ; GALUNIN, S. ; BLINOV, Yu.: *Optimal Control of Induction Through Heating for Forging Industry*. Proc. of the Int. Symposion of Heating by Electromagnetic Sources, Padua 2004, p. 97-104

[55] GALUNIN, S. ; ZLOBINA, M. ; BLINOV, Yu. ; NACKE, B. ; NIKANOROV, A. ; SCHÜLBE, H.: *Numerical Optimization in Design of Induction Heating Systems*. Proc. of the Int. Symposion of Heating by Electromagnetic Sources, Padua 2004, p. 457-463

[56] GOLDBERG, D. E.: *Genetic Algorithms in Search, Optimization and Machine Learning*. Addison-Wesley Publishing Company, Reading 1989

[57] WRONA, E. ; NACKE, B.: *Solving Complex Induction Hardening Tasks by Numerical Methods*. Proc. of the Int. Symposion on Heating by Electromagnetic Sources, Padua 2004, p. 593-598

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name:	Elmar Wrona
Geburtsdatum:	15.07.1972
Geburtsort:	Hannover

Berufliche Tätigkeiten, Praktika

02/2005 – heute	Hüttinger Elektronik GmbH + Co. KG, Freiburg im Breisgau, Area Sales Manager
02/2000 – 01/2005	Universität Hannover, Institut für Elektrothermische Prozesstechnik, wissenschaftlicher Mitarbeiter
02/1999 – 04/1999	ALD Vacuum Technologies GmbH, Hanau, Praktikant
08/1997 – 02/1998	Universität Hannover, Institut für elektrische Maschinen und Antriebe, wissenschaftliche Hilfskraft
07/1996 – 03/1997	Universität Hannover, Zentrale Studienberatung, Tutor
02/1994 – 04/1994	Volkswagen AG, VW Nutzfahrzeuge, Hannover, Praktikant

Studium

11.01.2005	Doktor-Ingenieur
02/2000 – 01/2005	Universität Hannover, Promotionsstudium der Elektrotechnik
08.12.1999	Diplom-Ingenieur
10/1993 – 12/1999	Universität Hannover, Studium der Elektrotechnik, Studienschwerpunkte Energietechnik und Elektrowärme

Schule und Zivildienst

08/1992 – 10/1993	Zivildienst, Altenpflegestation St. Nikolaistift, Neustadt a. Rbge.
20.05.1992	Abitur am Gymnasium Neustadt a. Rbge.