

**Prozessübergreifende Berechnung der Temperatur
und des Gefüges im Laufe des reversierenden
Warmwalzens am Beispiel der
Magnesiumlegierung AZ31**

Von der Fakultät für Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnologie
der Technischen Universität Bergakademie Freiberg

genehmigte

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

Dr.-Ing.

vorgelegt

von Dipl.-Ing. Alexander Nam

geboren am 06.07.1987 in Taschkent, UdSSR

Gutachter.: Prof. Dr.-Ing. Ulrich Prahl, Freiberg
Prof. Dr.-Ing. Heinz Palkowski, Clausthal
Dr. rer. nat. habil. Uwe Prüfert, Freiberg

Tag der Verleihung: 16.12.2019

Danksagung

Die vorliegende Arbeit ist im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Metallformung (IMF) der Technischen Universität Bergakademie Freiberg entstanden.

Besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Prof. E.h. mult. Rudolf Kawalla für die Anregung und die fachliche Unterstützung während der Betreuung der Arbeit. Unter seiner Leitung konnte ich mich fachlich und persönlich weiterentwickeln. Hierfür möchte ich mich aufrichtig bedanken.

Herrn Prof. Dr. rer. nat. habil. Michael Eiermann und Herrn Dr. rer. nat. habil. Uwe Prüfert danke ich für die intensiven Gespräche auf dem Gebiet der numerischen Mathematik sowie die Diskussionen über die mathematischen Formulierungen der Modelle und deren Anbindung in die Software aus der Sicht der günstigen Lösungen für die Computersimulation. Darüber hinaus danke ich Herrn Dr. rer. nat. habil. Uwe Prüfert für die Erstellung des Gutachtens.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Ulrich Prahl danke ich für die Übernahme des Gutachtens und die wichtigen Hinweise zur Gestaltung der schriftlichen Fassung der Arbeit. Weiterhin gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Heinz Palkowski für die Bereitschaft das Gutachten zu erstellen und das besondere Interesse an dieser Arbeit.

Schließlich gilt mein besonderer Dank meiner Familie für den ständigen Rückhalt und die unermüdliche Unterstützung.

Versicherung

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe; die aus fremden Quellen direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind als solche kenntlich gemacht.

Weitere Personen waren an der Abfassung der vorliegenden Arbeit nicht beteiligt. Die Hilfe eines Promotionsberaters habe ich nicht in Anspruch genommen. Weitere Personen haben von mir keine geldwerten Leistungen für Arbeiten erhalten, die nicht als solche kenntlich gemacht worden sind.

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form einer anderen Prüfungsbehörde vorgelegt.

Alexander Nam

Inhaltverzeichnis

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis	6
1 Einleitung	9
2 Stand der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse	10
2.1 Ab- und Aufwickeln bei der Warmbandherstellung und deren Bedeutung ..	10
2.2 Temperaturentwicklung im Zuge des Warmwalzens.....	15
2.3 Temperaturentwicklung im Band und Coil im Laufe des reversierenden Warmwalzens.....	33
2.4 Wärmeübertragung im Coil in radialer Richtung.....	34
2.5 Werkstoffmodelle zur Simulation der Warmumformung	41
2.6 Gefügeentwicklung im Zuge des Warmwalzens.....	43
2.7 Zusammenfassung der Literaturerkenntnisse	49
3 Ziel der Arbeit	52
4 Konzept und Struktur	53
5 Entwicklung eines gesamten thermischen Modells	55
5.1 Konzept der Modellierung.....	55
5.2 Finite Elemente Formulierung	57
5.3 FEM Randbedingungen.....	60
5.4 Randbedingungen des reversierenden Warmwalzens von Magnesiumlegierungen.....	62
5.5 Modellierungsannahmen	63
5.6 Coil Modell.....	63
5.7 Modellierung der Wickeloperation	64
5.8 Datentransport beim reversierenden Warmwalzen	67
5.9 Walzspalt	69
6 Experimenteller Teil	71
6.1 Versuchsmaterial.....	71
6.2 Wärmeübergangskoeffizient zum Abkühlen an der Luft.....	71
6.3 Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient im mehrschichtigen Körper	72
6.4 Temperaturmessung bei der Erwärmung des Coils im Ofen.....	76
6.5 Temperaturmessung beim Abkühlen des Coils an der Luft.....	77
6.6 Walzversuche zur Temperaturmessung beim reversierenden Warmwalzen	78

7	Vorgehensweise zur Berechnung der Gefügeentwicklung beim reversierenden Warmwalzen	81
8	Ergebnisse der Experimente und der numerischen Simulation zur Temperatur- und Gefügeentwicklung	85
8.1	Wärmeübergangskoeffizient zur Erwärmung des Coils im Ofen	85
8.2	Wärmeübergangskoeffizient zur Abkühlung der Magnesiumbandoberfläche an ruhender Luft.....	86
8.3	Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient im Coil	88
8.4	Ergebnisse der Temperaturmessungen und Berechnungen.....	99
8.5	Gemessene und berechnete Gefüge beim reversierenden Warmwalzen	112
8.6	Einsatz des Modells für die Ermittlung vom Einfluss der Walzparameter auf das Gefüge	134
9	Schlussfolgerung.....	141
10	Zusammenfassung	144
11	Ausblick	145
	Literaturverzeichnis	146
	Abbildungsverzeichnis.....	156
	Tabellenverzeichnis.....	160
	Anhang	162

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

Symbol	Bezeichnung
b	Bandbreite
c_p	spezifische Wärmekapazität
d	Korngröße, allgemein
d_0	Ausgangskorngröße
d_{DRX}	dynamisch rekristallisierter Korndurchmesser
d_{SRX}	statisch rekristallisierter Korndurchmesser
d_{mittel}	mittlerer Korndurchmesser, allgemein
d_{norek}	nicht rekristallisierter Korndurchmesser
d_{MDRX}	metadynamisch rekristallisierter Korndurchmesser
d_{KW}	Korndurchmesser nach Kornwachstum
E	Elastizitätsmodul
f_{ep}	Funktion des dimensionslosen Kontaktumformgrads
Gr	Grashof Zahl
H	Mikrohärte
H_{ep}	elasto-plastische Mikrohärte
h_0	Höhe des Walzgutes vor dem Walzspalt
h_1	Höhe des Walzgutes nach dem Walzspalt
h_m	Mittelwert der Höhe des Walzgutes vor und nach dem Walzspalt
l_d	gedrückte Länge
n	Kornwachstumsexponent
k_f	Fließspannung
$k_{\dot{a}q}$	äquivalenter Wärmeleitkoeffizient
k_{wm}	mittlerer Walzwidestand
L	charakteristische Länge
m	mittlere Oberflächensteigung
Nu	Nusselt Zahl
Q_{DRX}	Aktivierungsenergie für dynamische Rekristallisation
Q_{SRX}	Aktivierungsenergie für statische Rekristallisation
Q_{MDRX}	Aktivierungsenergie für metadynamische Rekristallisation
Q_{KW}	Aktivierungsenergie für Kornwachstum
Q_W	Aktivierungsenergie für Warmumformung
\dot{Q}_{Konv}	Wärmeverlust durch die Konvektion
\dot{Q}_{str}	Wärmeverlust durch die Strahlung
P	Druck
Pr	Prandtl Zahl
R	Universelle Gaskonstante
Re	Reynold Zahl
R_T	gesamte Wärmeleitwiderstand
R_M	Wärmeleitwiderstand des Materials
R_O	Wärmeleitwiderstand des Oxides
R_i	Wärmeleitwiderstand des Grenzschichtbereiches
t	Zeit, allgemein
t_p	Pausenzeit bei statischer und metadynamischer Rekristallisation

t_0	Inkubationszeit für den Beginn der statischen Rekristallisation
T	Temperatur
v_w	Walzengeschwindigkeit
X_{DRX}	dynamisch rekristallisierter Anteil
X_{gesamt}	gesamter rekristallisierter Anteil
X_{SRX}	statisch rekristallisierter Anteil
X_{MDRX}	metadynamisch rekristallisierter Anteil
ZH oder Z	Zener-Hollomon Parameter
β	Wärmeausdehnungskoeffizient
ε	Emissionsgrad
ε_c^*	dimensionsloser Kontaktumformgrad
ρ	Dichte
η	dynamische Viskosität
ν	kinematische Viskosität
φ	logarithmischer Umformgrad
φ_c	kritischer Umformgrad für den Beginn der dynamischen Rekristallisation
φ_{max}	maximaler Umformgrad, bei dem die maximale Fließspannung erreicht wird
$\varphi_{0,5}$	Umformgrad bei 50% dynamisch rekristallisiertem Anteil
$\dot{\varphi}$	logarithmische Umformgeschwindigkeit
σ	Stefan-Boltzmann Konstante

Abkürzungen und Akronyme

AS	Antriebsseite
BS	Bedienerseite
AZ	Magnesium mit legierungselementen Aluminium und Zink
CSP	Compact Strip Production
CF	Cremona Ofen
DRX	dynamische Rekristallisation
ESP	Endless Strip Production
F	Fertigstraße
ftSC	flexible Thin Slab Casting
FDM	Finite Differenzen Methode
FEM	Finite Elemente Methode
ISP	Inline Strip Production
IH	induktive Erwärmung
IT	Zwischenwärme-Behandlung
MDRX	metadynamische Rekristallisation
R oder V	Vorstraße
RT	Raumtemperatur
SRX	statische Rekristallisation
TF	Tunnelofen
TA	Temperaturmessung am Anfang des Walzversuches
TE	Temperaturmessung am Ende des Walzversuches
TC	Thermoelement
TRC	Twin Roll Casting
JMAK	Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorow
QSP	Quality Strip Production

1 Einleitung

Die Herstellung von warmgewalzten Bändern kann mittels kontinuierlicher oder reversierender Warmwalzanlagen erfolgen. Die Auswahl der Anlagen hängt von der Produktionsmenge und dem Produktsortiment der warmgewalzten Bänder ab. Die kontinuierlichen Warmwalzwerke sind für große Produktionskapazitäten ausgelegt. Im Gegensatz hierzu werden die reversierenden Walzanlagen für kleinere Produktionskapazitäten und insbesondere für spezielle Werkstoffe verwendet. Auf diese Weise können diese Werkstoffe mit reversierenden Anlagen schnell hergestellt werden. Zudem ist diese Art der Walzwerke typisch für die Erzeugung von Flachprodukten in der Nichteisen-Industrie.

Die Magnesiumbandherstellung in Kombination mit dem Gießwalzverfahren kann als ein Beispiel für den Einsatz des reversierenden Warmwalzens genannt werden. Das reversierende Walzen wird für das Vor- und Fertigwalzen eingesetzt. Eine entsprechende Pilotanlage befindet sich im Betrieb am Institut für Metallformung der TU Bergakademie Freiberg.

Beim reversierenden Warmwalzen wird das Band mehrmals während der Umformung auf- und abgewickelt. Die Gefügeentwicklung bzw. die Entwicklung der Eigenschaften erfolgt einerseits infolge der mehrmaligen Umformung im Walzspalt. Andererseits tragen, abhängig von der Temperatur, auch Gefügevorgänge nach der Umformung während der Wickeloperationen des Bandes zum Coil und im Coil selbst zu Gefügeveränderungen bei. Um die Gesamtheit aller Einflüsse auf die Gefügeentwicklung beim reversierenden Walzen erfassen zu können, soll im Rahmen dieser Arbeit ein schnelles prozessübergreifendes Modell für die Temperaturentwicklung aufgestellt und danach mit Modellen zu Gefügeentwicklung gekoppelt werden. Mit einem solchen prozessübergreifenden Modell besteht die Möglichkeit schnell die Auswirkung verschiedener Warmwalzbedingungen auf die Gefügeentwicklung abzuschätzen.

Die mit dem Modell gewonnenen Kenntnisse können zur Entwicklung neuer Umformtechnologien sowie zur Auslegung innovativer Umformanlagen genutzt werden. Daher ist das Ziel dieser Arbeit die Entwicklung eines schnellen prozessübergreifenden Modells für das reversierende Walzen, mit Hilfe dessen die Temperatur- und Gefügeentwicklung vorhergesagt wird. Die Besonderheit des Modells ist die Mitbetrachtung der genannten Gefügevorgänge im Coil. Zudem soll das Modell die Bandbewegung während der Bandab- und Bandaufwicklung zum Coil berücksichtigen. Die Modellierung des gesamten Prozesses des reversierenden Walzens mit Coil-Operationen wird am Beispiel der Magnesiumbandherstellung und der Magnesiumlegierung AZ31 evaluiert.

2 Stand der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse

2.1 Ab- und Aufwickeln bei der Warmbandherstellung und deren Bedeutung

Die Herstellung vom Warmband ist mit dem Ab- und Aufwickeln vom Coil verbunden. Das Ab- und Aufwickeln des Coils wird auch als Wickelvorgang bezeichnet. Der Grund hierfür liegt einerseits in der Gesamtbandlänge, welche bis zu mehreren Kilometern betragen kann, andererseits wird das Band nach der Abkühlung auf Wickeltemperatur vor einer weiteren schnellen Abkühlung geschützt, was aus technologischer Sicht eine große Bedeutung haben kann. Voraussetzung ist hierfür, dass die Abkühlung im Coil nahezu homogen erfolgt, um große Differenzen in den Eigenschaften über die Länge und Breite des gewickelten Bandes im Coil zu vermeiden. Zu begründen ist dieser Umstand mit den Temperatur-Zeit-Verläufen im Coil, welche die Gefügeentwicklung bzw. Materialeigenschaften beeinflussen.

In der Literatur werden unterschiedliche mit dem Wickelvorgang in Verbindung stehende Begriffe definiert:

- **„Coilbox“** hängt mit der Temperatur des Vorbandes zusammen. Dabei wird das Vorband zwischen dem Vor- und Fertigwalzen aufgewickelt. Der Wickelvorgang in der „Coilbox“ zielt darauf ab, die Temperatur des Bandes zu homogenisieren und das Vorband vor übermäßiger Abkühlung über die Länge zu schützen.
- **„Cremona Ofen“** bezieht sich auf das Wickeln des Vorbandes im Ofen, der ebenfalls zwischen den zwei Umformstufen der Warmbandherstellung installiert wird. Dieser Vorgang dient dem Temperatenausgleich bzw. der Temperaturerhöhung des Vorbandes. Beide Arten, d.h. die Coilbox und der Cremona Ofen, werden in den nachfolgenden Ausführungen nicht weiter betrachtet.
- **„Haspel- und Coiltemperatur“** bezeichnet die Temperatur des Coils und betrifft die Wicklung des ausgewalzten und gekühlten Warmbandes auf dem Auslaufrollgang hinter der Fertigstraße oder des letzten Walzstiches im Zuge des reversierenden Warmbandwalzens zu einem Coil (häufig auch als Bund genannt).

Die Anzahl der Wickelvorgänge ist generell davon abhängig, ob es sich um das kontinuierliche Fertigwalzen oder das reversierende Warmwalzen handelt. Während beim kontinuierlichen Warmwalzen das Band nach der letzten Umformung in der Fertigstraße abschließend gekühlt und aufgewickelt wird, wiederholt sich beim reversierenden Warmwalzen der Wickelvorgang mehrmals. Die Anzahl der Wickelvorgänge ist in diesem Fall von der Anzahl der Walzstiche abhängig. Beim reversierenden Umformen ändert sich zudem die Richtung des Walzprozesses mit dem Wickelvorgang. Das Besondere dabei ist, dass die einzelnen Wicklungen mit entsprechendem Bandzug aufeinander gepresst werden. Diese Art des Coilens steht im Fokus der Arbeit.

Wie bereits erwähnt, kann sich das Gefüge nach dem Abschluss des Warmwalzens aufgrund der Temperaturänderung im Coil weiter verändern. Das trifft auf das konven-

tionelle aber auch auf das reversierende Walzen zu. Die Gefügeausbildung erfolgt bereits beim Umformen vor dem Wickeln und wird im Coil beim langsamen Abkühlen fortgesetzt. Sie besitzt direkte Auswirkung auf die Eigenschaften des Coils.

Die nachfolgende Literaturlauswertung wird dem gewickelten Warmband gewidmet, da dieses Produkt ein breites Anwendungsspektrum besitzt. Das Warmband wird direkt verarbeitet und stellt u.a. die Vorstufe der Kaltbandherstellung dar. Dabei ist zu bemerken, dass die Warmbandherstellung von Eisenmetallen mit großen Kapazitäten in der Regel im kontinuierlichen Betrieb stattfindet. Kleinere Mengen werden häufig durch reversierendes Warmwalzen erzeugt. Bei Nichteisenmetallen und ihren Legierungen steht das reversierende Warmwalzen im Vordergrund.

Die überwiegende Anzahl der Literaturquellen auf dem Gebiet der Temperatur- und Gefügeentwicklung beim Warmwalzen mit Berücksichtigung der Vorgänge im Coil befasst sich mit der Warmbandherstellung von Stahl. Die dabei vorliegenden Erkenntnisse sind auf Nichteisenmetalle nicht direkt übertragbar. Dennoch können die Untersuchungsmethoden sowie Vorgehensweise für die Simulation des reversierenden Warmwalzens von Nichteisenmetallen genutzt werden. Daher wird in den nachfolgenden Kapiteln auch die Warmbanderzeugung von Stahl herangezogen.

2.1.1 Warmbanderzeugung

Bis in die 1980er Jahre erfolgte die Warmbandherstellung von verschiedenen Metallen und insbesondere von Stahl ausschließlich mit Hilfe der Wiedererwärmung und anschließendem Walzen in verschiedenartig konfigurierten Warmwalzanlagen. Diese Erzeugungsart wird nachfolgend als konventionelle Warmbandherstellung bezeichnet. Sie kann teilweise kontinuierlich aber auch vollkontinuierlich erfolgen [1, 2].

Ende der 1980er Jahre begann die Warmbandherstellung mit neuen energieeffizienten Anlagen, die die Umformung direkt aus der Erstarrungswärme realisierten. In diesen Anlagen, welche eine unterschiedliche Anzahl von Walzgerüsten aufweisen, wird der gesamte Vorgang nur im kontinuierlichen Betrieb durchgeführt.

Bei beiden Arten der Erzeugung wird der Herstellungsvorgang mit dem Aufwickeln des Warmbandes in ein Coil abgeschlossen.

2.1.1.1 Konventionelle Warmbandherstellung

In Abbildung 1 sind die verschiedenen Arten von konventionellen Warmbandanlagen für die Erzeugung verschiedener Metalle und deren Legierungen aufgezeigt. Die erste Anlage (Abbildung 1 Teilbild a), die halbkontinuierliche Warmwalzanlage, wird häufig für die Herstellung von Nichteisenmetallen eingesetzt (z.B. Alunorf [3]). Die nachfolgenden Anlagen werden vorwiegend für das Warmbandwalzen von Stahl genutzt. Ausnahme bildet das Aluminiumwerk Arkonik SMZ in Samara, Russland, welches eine halbkontinuierliche Warmbandanlage mit 2 Umkehrgerüsten in Tandembetrieb (siehe Abbildung 1 Teilbild b) besitzt, das für mehrere Mio. Tonnen von Aluminiumwarmband

konzipiert wurde [4]. Das Walzen beginnt bei diesen Anlagentypen nach der Wiedererwärmung des Vormaterials und endet mit dem Wickelvorgang bei unterschiedlichen, technologisch begründeten Temperaturen.

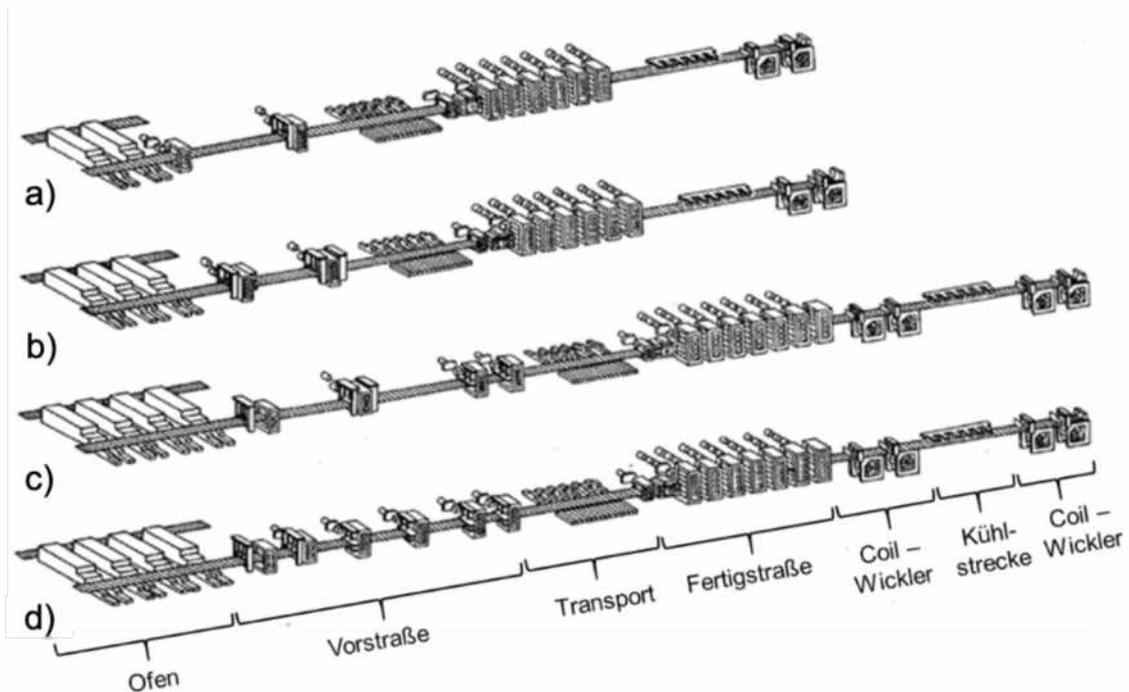


Abbildung 1: Konventionelle Warmbandanlagen:

- (a) halbkontinuierlich;
- (b) halbkontinuierlich mit 2 Umkehrgerüsten in Tandembetrieb;
- (c) dreiviertelkontinuierlich;
- (d) vollkontinuierlich [2]

Häufig wird zwischen dem Vorwalzen und dem Fertigwalzen noch eine Coilbox zur Homogenisierung der Temperatur in der Länge des Vorbandes vom entscheidenden Fertigwalzen eingesetzt (siehe Abbildung 2) [5, 6].

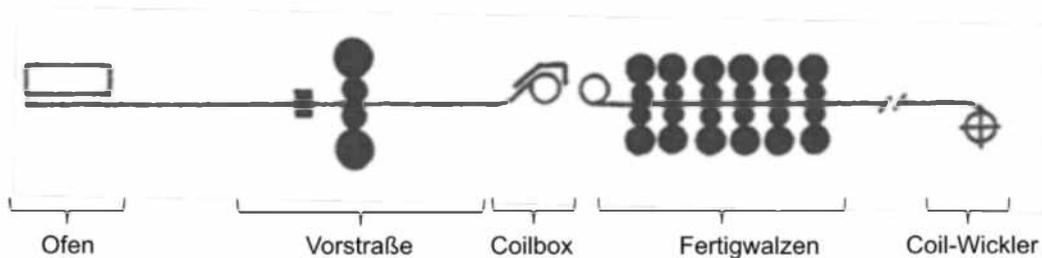


Abbildung 2: Konventionelle Warmbandanlage mit einer Coilbox [5]

Die Anzahl der Wickelgeräte nach dem Walzen ist in den konventionellen Warmbandanlagen von dem Dickenspektrum des Bandes und dem Produktionsvolumen abhängig.

2.1.1.2 Warmbandherstellung mit endabmessungsnahen Verfahren

Die mit dem Stranggießen gekoppelten Warmbandanlagen wurden von diversen Anlagenherstellern für verschiedene Metalle und deren Legierungen entwickelt. Sie unterscheiden sich in der Vorumformstufe des Stranges und der Art des Temperaturausgleiches vom Strang oder Vorband. Der Vorteil dieser Anlagen besteht u.a. in dem niedrigeren Energieverbrauch. Der Energievorteil lässt sich auf die Nutzung der vorhandenen Wärme im erstarrten Strang und die geringere Gesamtumformung des Stranges mit kleineren Dicken zurückführen. Darüber hinaus benötigen diese Anlagen aufgrund der kürzeren Gesamtlänge wesentlich niedrigere Investitionskosten im Vergleich zu konventionellen Warmbandanlagen, die merklich längere Hallenkomplexe voraussetzen [7].

Typische Warmbandanlagen für Stahl basierend auf dem Dünnbrammengießverfahren sind:

- Compact Strip Production (CSP) [8–12];
- Inline Strip Production (ISP) [13, 14];
- flexible Thin Slab Casting / Quality Strip Production (fTSC/QSP) [15];
- Endless Strip Production (ESP) [16–22].

Die aufgelisteten Anlagen sind der Abbildung 3 zu entnehmen. Der Walzvorgang kann im diskontinuierlichen Betrieb (mit Unterbrechung) oder im Walzbetrieb ohne Unterbrechung (endless) bzw. in Kombination von beiden, d.h. im sequentiellen Betrieb kontinuierlich erfolgen. Jede Anlage verfügt über Wickelgeräte (Haspel/Coiler), die u.a. am Ende der Anlage positioniert sind. Zudem verfügt die ISP-Anlage über einen so genannten „Cremona Ofen“.

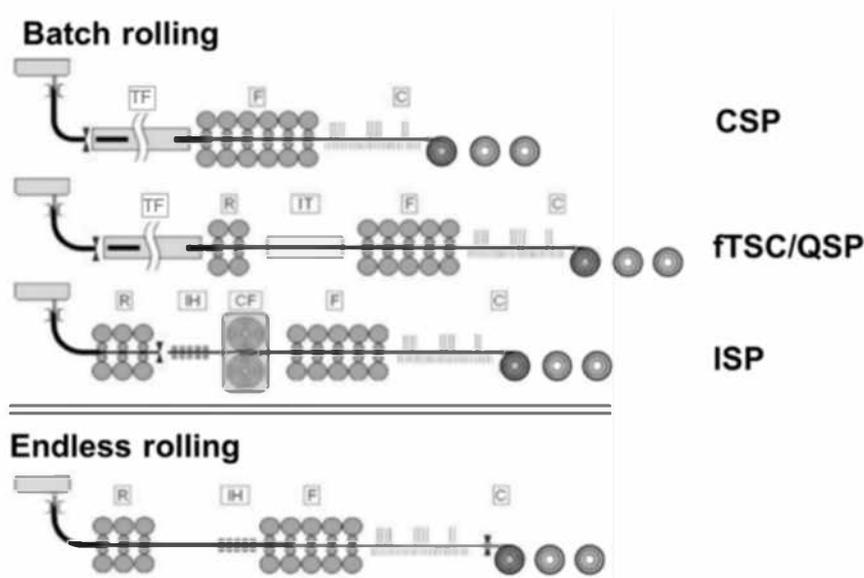


Abbildung 3: Schematische Darstellung der CSP, QSP, ISP und ESP Anlage und deren wesentliche Bestandteile:

C – Kühlung; CF – Cremona Ofen; F – Fertigstraße; IH – induktive Erwärmung; R – Vorstraße; TF – Tunnelofen IT – Zwischenwärmebehandlung; [19]

Gegenüber den in der Abbildung 3 dargestellten Anlagen sind die Bandgießanlagen (siehe Abbildung 4, Teilbild a) mit einem oder bis zu drei Walzgerüsten ausgestattet. Das fertige Band wird ebenfalls zum Coil aufgewickelt.

Bei Nichteisenmetallen sind neben den konventionellen Warmbandanlagen mehrere Verfahren des Bandgießens und Umformens entwickelt worden. Teilweise werden diese Anlagenkonzepte wie in Abbildung 4, Teilbild a genutzt. Hinzu kommen neue Verfahren, die in Abbildung 4, Teilbild b beispielhaft dargestellt werden.

Bei den neuen Bandgießanlagen kann der Erstarrungs- und Umformprozess in einem Prozessschritt erfolgen. Abschließend wird das Band zum Coil aufgewickelt und entweder direkt oder nach erneutem Wärmen fertiggewalzt.

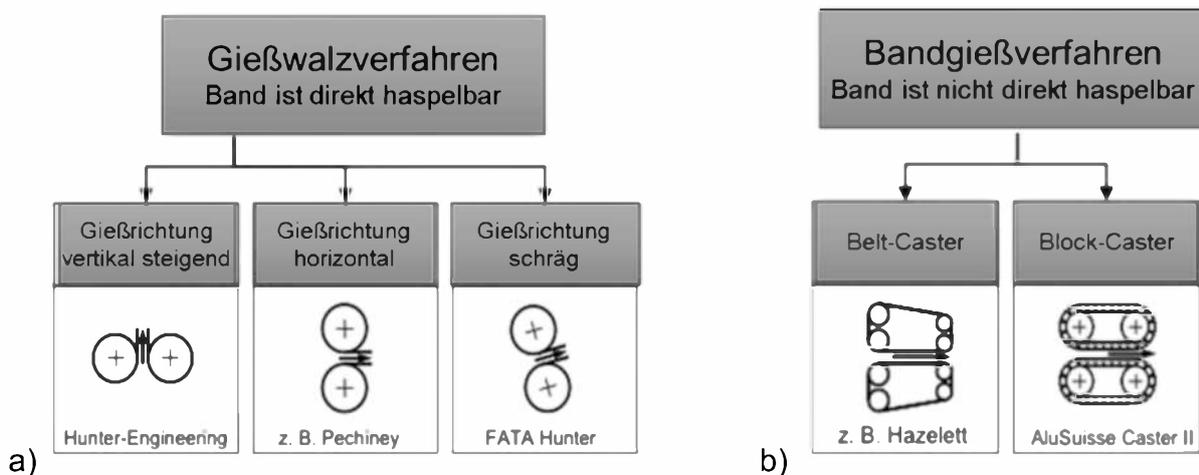


Abbildung 4: Konfiguration der Bandgießanlagen [7, 23]

Durch die Integration des Gieß- und Walzvorgangs in einer Stufe können Prozessschritte wie die Erwärmung als auch das mehrstufige Vor- sowie Fertigwalzen vermieden werden. Die Einsparung von Prozessschritten und der Energie generiert wirtschaftliche und technologische sowie umweltschonende Vorteile [4, 19].

2.1.1.3 Warmbänderzeugung im Reversierbetrieb

Die Warmbandherstellung an einer konventionellen Warmbandanlage ist mit einer Jahreskapazität von weniger als 1 - 2 Mio. t pro Jahr unwirtschaftlich [1, 24]. Hierfür können Warmbandanlagen, die im reversierenden Betrieb arbeiten, genutzt werden. Beim reversierenden Warmwalzen von Stahl wird in der Regel ein Steckelwalzwerk eingesetzt, das aus einem Quarto-Reversiergerüst und zwei Wickelöfen besteht. Die Wickeloperationen finden im Laufe des reversierenden Walzens bei hohen Temperaturen statt. Die von Walzstich zu Walzstich auftretenden Temperaturverluste werden mithilfe dieser Öfen kompensiert. Die Steckelwalzwerke zur Warmbandherstellung können vielfältig konfiguriert werden [5]. Abbildung 5 stellt ein typisches Steckelwalzwerk dar, welches für spezielle Legierungen, insbesondere für hochlegierte Stahlsorten eingesetzt wird. Für Nichteisenmetalle ist diese Anlage bis jetzt nicht eingesetzt worden. Sie weist jedoch ein hohes Potenzial für die Herstellung von Warmband aus Nichteisenmetallen, z.B. Magnesiumlegierungen auf.

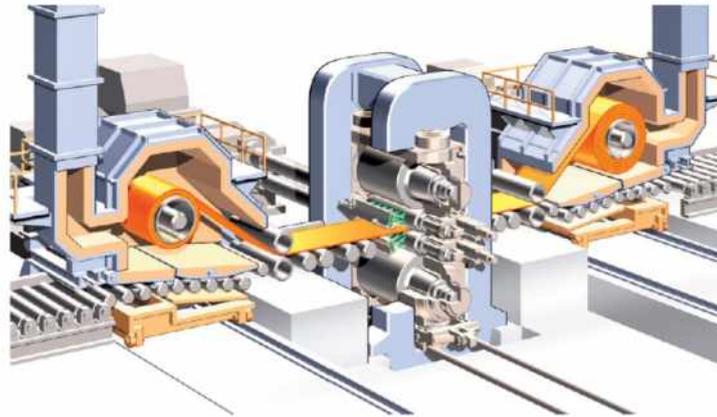


Abbildung 5: Steckelwalzwerk zur Herstellung von Warmband [24]

Das reversierende Warmwalzen kommt vorzugsweise für die Herstellung von Warmband aus Nichteisenmetallen zum Einsatz, wie beispielsweise für Aluminium- oder Magnesiumlegierungen. Aufgrund der niedrigeren Umformtemperaturen bei Nichteisenmetallen werden bis jetzt keine Haspelöfen in den Anlagen benötigt. In der Abbildung 6 wird ein Quarto-Reversiergerüst für die Magnesiumbandherstellung als Beispiel aufgezeigt.



Abbildung 6: Quarto-Reversiergerüst für die Magnesiumbandherstellung [25, 26]

2.2 Temperaturentwicklung im Zuge des Warmwalzens

In den Kapiteln 2.2 bis 2.4 wird der aktuelle Stand hinsichtlich der Temperaturentwicklung im Warmband bzw. Coil und die dazu notwendigen Berechnungsmethoden zusammenfassend dargestellt. Zudem wird die Vorgehensweise zur Bestimmung der einzelnen Koeffizienten für die mathematischen Ansätze erläutert. Die Beschreibung der einzelnen Methoden dient der Unterstützung der im experimentellen Teil durchgeführten Arbeiten.

Die Temperaturmessung in den einzelnen Stufen des gesamten Warmwalzprozesses ist im Betrieb oft nicht möglich oder mit großem Aufwand verbunden. Infolgedessen

wird der Temperaturverlauf in den einzelnen Segmenten des Herstellungsvorganges rechnerisch durch Teillösungen (Submodelle) ermittelt.

Abbildung 7 (Teilbilder a und b) veranschaulicht zwei unterschiedliche Routen der Warmbandherstellung. Sie untergliedern sich in die konventionelle Herstellung und das reversierende Warmwalzen. Bei der Abbildung 7b handelt es sich um eine spezielle Art des reversierenden Warmwalzens, das von einem gewickeltem Vorband beginnt. Zur vollständigen Erfassung der Temperaturentwicklung während der gesamten Herstellungsrouten werden von verschiedenen Autoren unterschiedliche Submodelle eingesetzt. Hierzu wird der gesamte Prozess in einzelne Segmente eingeteilt (siehe Abbildung 7):

- Erwärmung (Wärmen der Bramme oder des Coils im Ofen)
- Transport (Abkühlung des Walzgutes oder Coils)
- Umformung (Temperaturentwicklung vom Warmband im Walzspalt während der Umformung)
- beschleunigte Kühlung vom Warmband in der Kühlstrecke
- Abkühlung des Coils (während des Ab- und Aufwickeln bzw. nach dem letzten Aufwickeln).

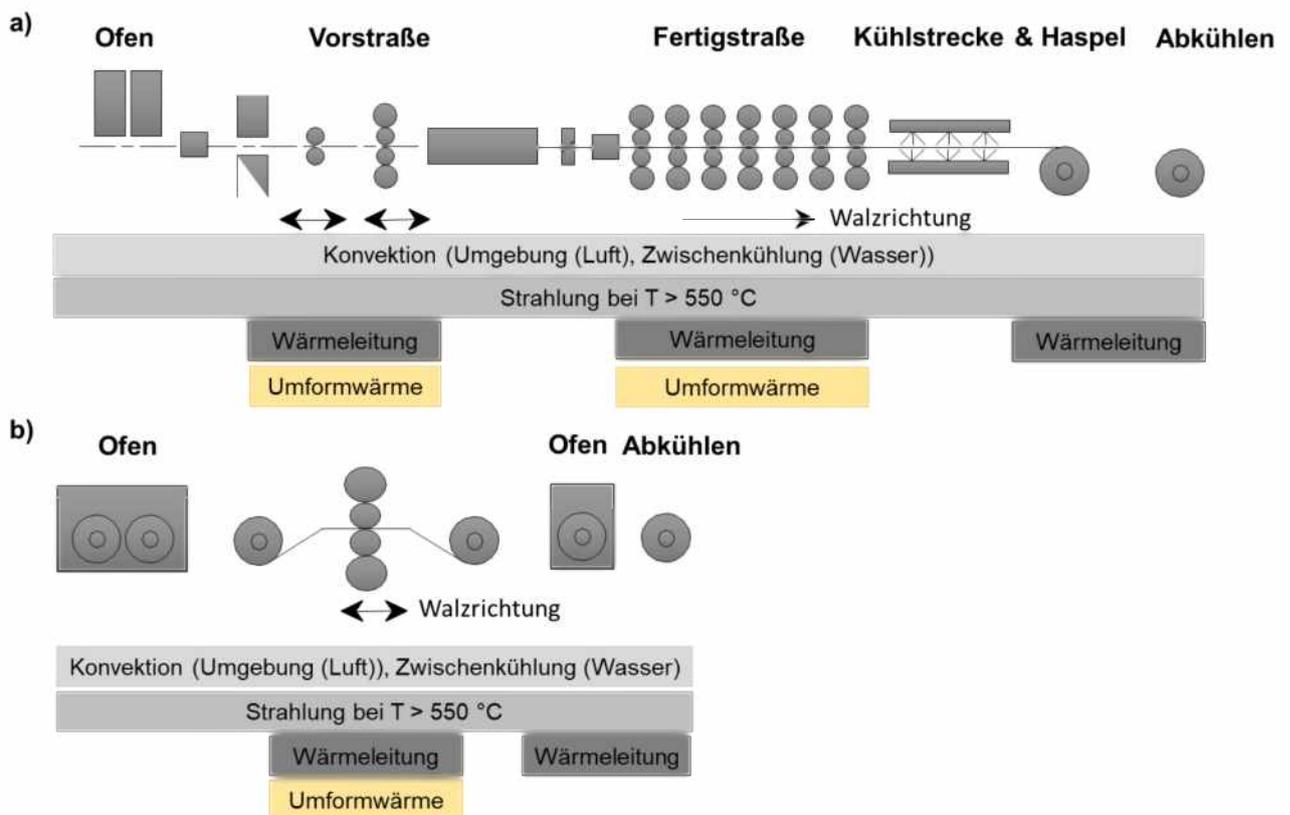


Abbildung 7: Wärmeübergangsmechanismen während der Warmbandherstellung [2]

Ein Beispiel für die berechnete Temperaturentwicklung im Zuge der Warmbandherstellung von einem Stahlband ist in Abbildung 8 aufgezeigt.

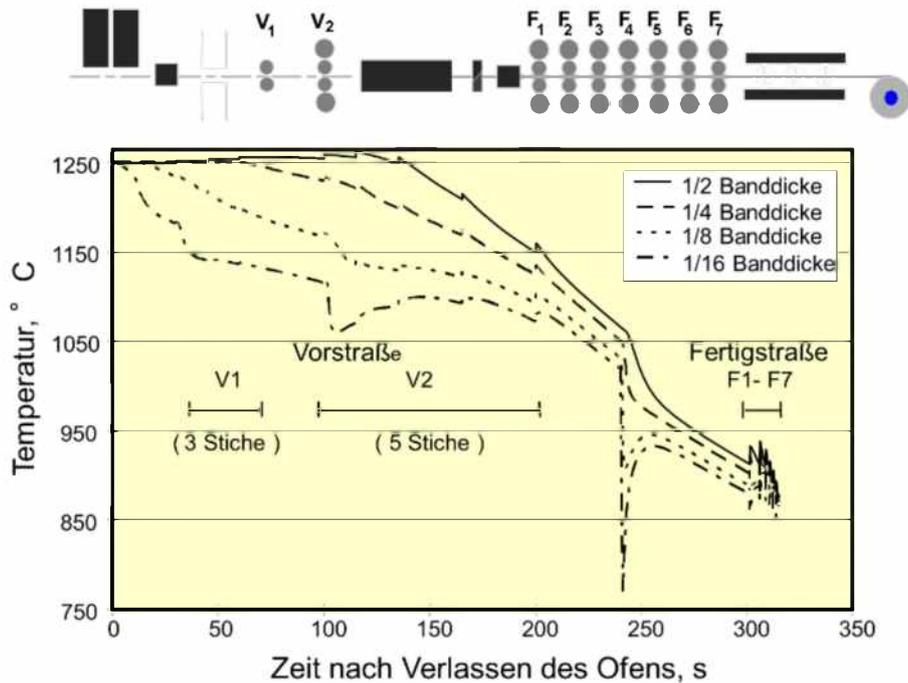


Abbildung 8: Beispiel einer berechneten Temperaturentwicklung im Zuge der Warmbandherstellung (Mitte der Bandbreite) [27]

Die einzelnen Prozesssegmente gelten zunächst für das konventionelle Warmwalzen mit abschließendem kontinuierlichem Betrieb während des Fertigwalzens. Beim reversierenden Warmwalzen lassen sich die gleichen Segmente, wie beim konventionellen Betrieb, wiederfinden. Dazu gehören die Erwärmung, Zwischenabkühlung, Umformung und das Wickeln. Im Gegensatz zum konventionellen Walzen wiederholen sich die einzelnen Prozesssegmente mehrmals. Die gewonnenen Erkenntnisse für das konventionelle Warmwalzen sind daher auch für das reversierende Walzen anwendbar.

2.2.1 Modelle zur Temperaturberechnung im Coil

Nachfolgend werden die thermischen Vorgänge während des reversierenden Warmbandwalzens näher behandelt. Der Fokus der Betrachtung liegt auf dem Vormaterial in Form des Coils in den einzelnen Stufen, beginnend von der Erwärmung bis zum letzten Walzstich mit abschließender Abkühlung des Coils auf Raumtemperatur. Dazu werden die in der Literatur vorhandenen Coil Modelle und die entsprechenden Wärmeübertragungsmechanismen zusammenfassend beschrieben. Sie sind hauptsächlich für das Coil aus Stahl entwickelt worden. Für Nichteisenmetalle sind die in der Literatur vorhandenen Coil Modelle leider selten, z.B. Coil Modelle für Aluminium von Vode et al. [28] und Neumann und Karhausen [29].

2.2.1.1 Modelle zur Temperaturberechnung im Coil während des Wärmens

Der überwiegende Anteil der Arbeiten in der Literatur beschäftigt sich mit der Temperaturberechnung des Coils während des Wärmens in einem Haubenofen für Stahlbän-

der. Hingegen befasst sich lediglich ein marginaler Anteil mit der Berechnung der Temperaturentwicklung im Coil auf dem Gebiet der Nichteisenmetalle. Die gefundenen Literaturerkenntnisse werden dieser Arbeit zu Grunde gelegt und durch Anpassung auf Coils aus Nichteisenmetallen, insbesondere auf Coils aus Magnesiumlegierung, übertragen.

Der Fokus der Arbeiten in der Literatur liegt auf der Erwärmung des Stahlwarmbands in Form des Coils im Zuge der Wärmebehandlung. Das Warmband wird nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur anschließend kaltgewalzt. Der Haubenofen ist ein Ofen, in dem mehrere Coils gestapelt werden. Die Außen- und Innenseite (Coilauge) des Coils wird durch Konvektion der zirkulierten H_2 bzw. N_2/H_2 -Gasmischung und durch Strahlung zwischen der Schutzabdeckung und dem Coil erwärmt. In Abbildung 9 ist eine schematische Darstellung des Wärmvorganges in einem Haubenofen dargestellt.

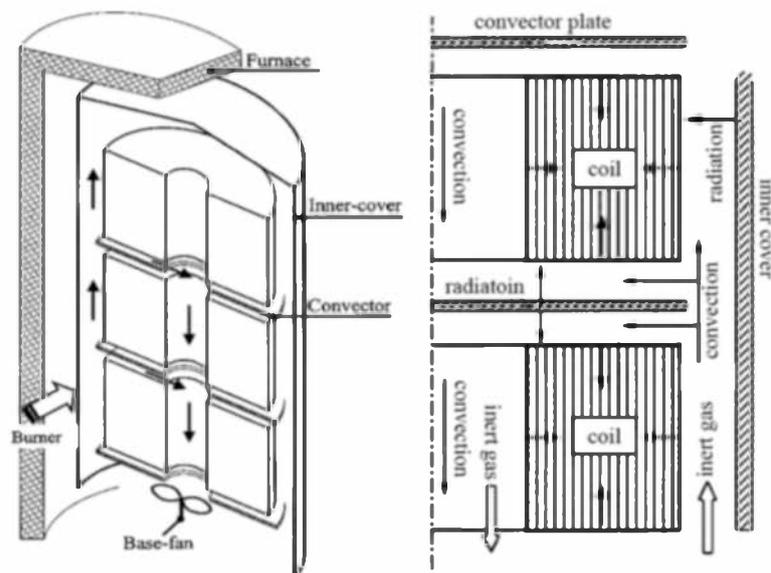


Abbildung 9: Wärmvorgang in einem Haubenofen [30]

Für das Wärmen des Coils im Haubenofen werden mehrere Modelle in der Literatur beschrieben. Sahay und Kumar schlagen ein 2D Modell zur Berechnung der Temperaturentwicklung im Coil aus Stahl während der Wärmebehandlung im Haubenofen vor [31]. Dabei wurde die Geometrie des Coils durch eine axiale Symmetrie um die Rotationsachse vereinfacht betrachtet. Die Temperaturverteilung im Coil wird in einem 2D Symmetriequerschnitt berechnet. Die radiale Wärmeleitung im Coil wird von Sahay und Kumar in Abhängigkeit von der Banddicke und dem Luftspalt zwischen den Windungen definiert. Allerdings sind von Sahay und Kumar keine genaueren Angaben zum Luftspalt zwischen den einzelnen Windungen gegeben worden. Die Veränderung der Druckspannung zwischen den einzelnen Windungen infolge der Erwärmung erfährt in dem Modell ebenfalls keine Berücksichtigung. Die Ermittlung der Parameter für die Randbedingungen zur Lösung des Wärmeleitungsproblems erfolgt durch die Anpassung an experimentelle Daten. Diese Vorgehensweise geht mit Vorteilen als auch Nachteilen einher, welche einerseits zur Beschreibung von unbekanntem Phänomenen

führt. Andererseits ist der Einsatz des entwickelten Modells dadurch jedoch beschränkt.

Wu et al. veröffentlichten ein Modell für die Wärmebehandlung des Coils im Haubenofen [32]. Das Temperaturproblem wurde mit Hilfe der numerischen Methode der Finiten Elemente (FEM) gelöst. Dabei wurde die Geometrie des Coils in 2D durch eine axiale Symmetrie betrachtet und diskretisiert. Im Modell wird eine effektive Wärmeleitung definiert. Diese beschreibt die Wärmeübertragung in radialer Richtung in Abhängigkeit von der Anzahl der Windungen bzw. der Kontaktbereiche zwischen den Oberflächen der einzelnen Windungen und der vorliegenden Druckspannung im Coil. Wu et al. nutzen dabei den Ansatz zur Berechnung der mittleren Schichtdicke des Kontaktbereiches basierend auf dem Ansatz von Baik [33]. Der Ansatz von Baik beschreibt die Wärmeübertragung im Coil in axialer Richtung mit der Wärmeleitfähigkeit des Materials, während die Wärmeübertragung in radialer Richtung mit Hilfe des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten ermittelt wird. Der äquivalente Wärmeleitkoeffizient wird auf Basis der einzelnen Schichten im Kontaktbereich zwischen den einzelnen Windungen hergeleitet.

Chen und Gu berechnen den Wärmvorgang vom Coil in einem Haubenofen mit der numerischen Methode der Finiten Differenzen (FDM) [34]. Die Geometrie des Coils wurde anhand eines 2D Modells betrachtet. Die äquivalente Wärmeleitfähigkeit in radialer Richtung wird datenbasiert beschrieben. Zudem berücksichtigen die Autoren die radiale Wärmeübertragung im Coil durch einen statistischen Regressionsansatz. Der Regressionsansatz wurde mit Hilfe einer großen Menge von Produktionsdaten aufgebaut. Als Ergebnis wird die äquivalente Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Banddicke und der Wärmeleitfähigkeit des Materials empirisch beschrieben. Die empirische Formulierung lautet:

$$\kappa_r = \kappa_z(0,0833 \times (\delta - 0,5) + 0,25), \quad (1)$$

wobei κ_r der radiale Wärmeleitkoeffizient [W/m K], κ_z der axiale Wärmeleitkoeffizient [W/m K], welcher dem Material entspricht und δ die Banddicke [m] sind.

Da der radiale Wärmeleitkoeffizient datenbasiert ist, lässt er sich nicht weiter als für die geschilderten Fälle anwenden. Zusammenfassend stellen die Autoren fest, dass die Temperaturverteilung im Coil nicht nur durch die radiale Wärmeleitung, sondern auch durch die Größe und das Gewicht des Coils beeinflusst wird. Die Glühdauer lässt sich am effektivsten durch die Veränderung der Bandbreite im Vergleich zum Außerdurchmesser steuern.

McGuinness et al. untersuchen die Wärmeübertragung in einem vertikal positionierten Coil während des Wärmens im Haubenofen [35]. Bei der Modellierung wird das Wärmeleitungsproblem sowohl analytisch als auch numerisch in 2D gelöst. Die Autoren treffen die Annahme, dass die Hohlräume zwischen den einzelnen Windungen infolge der Oberflächenunebenheiten konstant sind. In der Realität sind diese Hohlräume entlang der Bandbreite jedoch unterschiedlich verteilt. Die Verteilung ist auf das Dickenquerprofil des Bandes zurückzuführen. Zudem hängt die radiale Wärmeleitung von dem radialen Druck und von der unterschiedlichen Wärmeausdehnung der einzelnen

Windungen aufgrund des Temperaturgradienten im Coil ab. Diese Faktoren werden nicht explizit in diesem Modell berücksichtigt. Darüber hinaus wird das Modell nicht mit Labor- oder Betriebsmessungen validiert.

Saboonche und Hassanpour entwickeln ein weiteres mathematisches Modell zur Analyse des aktuellen Temperaturzustandes während des Wärmens im Haubenofen [30, 36, 37]. Die Lösung des Temperaturproblems wird ebenfalls mit Hilfe von FDM in 2D durchgeführt. Der Wärmetransport durch die Windungen in radialer Richtung im Coil wird durch einen äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten beschrieben. Die Ermittlung dieses Koeffizienten erfolgt über die Summe der Wärmeleitwiderstände, die den Kontaktbereich bezeichnen. Aus diesem Grund lässt sich jeder Wärmeleitwiderstand durch den eigenen Wärmvorgang definieren. Die Wärmeübergangsvorgänge im Kontaktbereich werden wie folgt unterteilt:

- Wärmeleitung durch Kontaktstellen;
- Wärmeleitung durch das Gas, das sich in den Hohlräumen zwischen den Kontaktstellen befindet;
- Strahlung in den Hohlräumen zwischen den Kontaktstellen.

Abbildung 10 stellt den betrachteten Kontaktbereich im Modell schematisch dar.

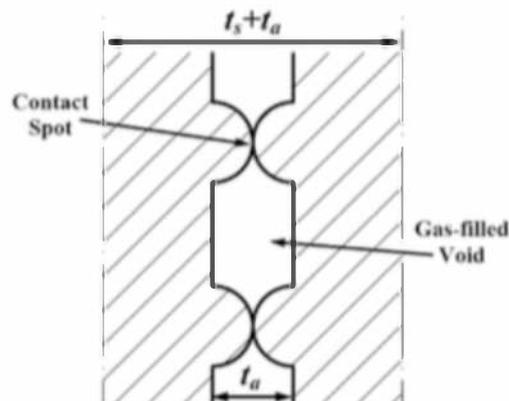


Abbildung 10: Schematische Darstellung des Kontaktbereiches im Modell von Saboonchi und Hassanpour [30]

Die Breite des Kontaktbereiches t_a wird bei der Modellierung vernachlässigt. Der äquivalente Wärmeleitkoeffizient wird in Abhängigkeit von dem Druck, welcher als eine Funktion des Temperaturgradienten im Coil definiert wird, formuliert.

Wie bereits erwähnt, sind die Modelle zur Beschreibung der Temperaturentwicklung im Coil bei der Erwärmung auf dem Gebiet der Nichteisenmetalle leider selten. Hierzu lassen sich nur vereinzelt Arbeiten in der Literatur finden. Dembínska berechnet die Temperaturentwicklung in einem Coil aus der Magnesiumlegierung AZ31 während des Wärmens in einem Luftumwälzofen [38]. Das Problem wurde mit Hilfe der FDM in 2D gelöst. Die Berechnungen erfolgen mit einem mittleren äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten, dessen einzelne Komponenten in der Arbeit nicht ermittelt wurden. Das trifft auch auf die Druckspannungen zwischen den einzelnen Windungen zu. Dennoch konnten aus der vereinfachten Betrachtung heraus Rückschlüsse zur Gestaltung des Wärmeprozesses gewonnen werden.

Vode et al. entwickeln ein Modell zur Vorhersage der Temperaturentwicklung in einem Coil aus Aluminiumlegierung beim Wärmen im Luftumwälzofen [28]. Die Temperaturverteilung im Coil wird mit Hilfe der FDM berechnet. Dabei wird die Geometrie des Coils mit einer axialen Symmetrie zu einem 2D Modell des Coils vereinfacht. Der Erwärmungsvorgang des Coils im Luftumwälzofen wird durch die erzwungene Konvektion beschrieben. Daher wird der Strahlungseffekt vernachlässigt. Die Ofentemperatur wird als eine Funktion in Abhängigkeit von der Zeit formuliert, wobei der Wärmeübergangskoeffizient zwischen dem Ofen und dem Coil temperaturabhängig ist. Die detaillierte Formulierung des Wärmeübergangskoeffizienten ist in der Arbeit nicht beschrieben worden. Das gilt auch für die Formulierung der radialen Wärmeübertragung im Coil. Es wird lediglich darauf hingewiesen, dass die Wärmeübertragung von der Oxidschicht und von den Luftspalten im Kontaktbereich abhängig ist. In dem Modell wird der Einfluss des radialen Drucks auf die radiale Wärmeübertragung zwischen den Windungen auch nicht berücksichtigt.

2.2.1.2 Modelle zur Temperaturberechnung im Coil beim Abkühlen

Die Abkühlung des Coils findet während des Transports vom Ofen zum Walzgerüst, zwischen den einzelnen Walzstichen im reversierenden Betrieb oder nach dem Abschluss des Warmwalzens statt. Dabei können unterschiedliche Abkühlverfahren zum Einsatz kommen, beispielsweise die beschleunigte Abkühlung mittels Wasserspritzen bzw. durch Luftgebläse oder die Abkühlung an der ruhenden Luft. Die Abkühlung eines Coils auf Raumtemperatur im Coillager kann bis zu einer Woche andauern (zum Beispiel im Falle eines Stahlcoils). Die Dauer dieses Vorganges steht in direktem Zusammenhang mit den Abmessungen des Coils und der Umgebungstemperatur. Um die Abkühldauer und die Temperaturverteilung im Coil vorherzusagen, werden mathematische Modelle hierzu entwickelt.

Eines der ersten Modelle zur Berechnung der Abkühlungsdauer von Coils aus Stahl bei unterschiedlichen Abkühlbedingungen werden von Mazur et al. [39, 40] veröffentlicht. Dabei wird das Coil an der Luft, d.h. durch freie Konvektion, und zusätzlich durch seitliche Wasserspritzung sowie mit einem Luftgebläse gekühlt. Die Autoren treffen die Annahme, dass das Coil ein homogener fester Körper ist, d.h. ein Hohlzylinder. Die Wärmeübertragung in radialer Richtung zwischen den Windungen wird durch eine empirische Funktion beschrieben. Die temperaturabhängigen physikalischen Kenngrößen wie Dichte, Wärmekapazität und Wärmeleitung in axialer Richtung, d.h. entlang der Breite, werden als Mittelwert innerhalb des eingesetzten Temperaturarbeitsintervalls definiert. Die Wärmeübertragung in radialer Richtung wird hingegen als Funktion der Wicklungsdichte und der Banddicke formuliert und als äquivalente Wärmeleitfähigkeit, $\kappa_{\ddot{a}q}$ bezeichnet. Diese funktionale Abhängigkeit wird durch die Gleichung (2) dargestellt:

$$\kappa_{\ddot{a}q} = \left(1 - \frac{a}{100}\right) \left[\frac{\lambda_l}{1-\eta} + \frac{a h}{\eta} \right] + \frac{\alpha \lambda_M}{100}, \quad (2)$$

wobei a der Kontaktgrad zwischen den Windungen [%] ($a = 3\%$ für Coils mit einer Wicklungsdichte im Bereich von $\eta = 0,90 - 0,98$), α der Wärmeübergangskoeffizient, welcher die Wärmeübertragung durch Strahlung der Luftschichten in den Kontaktzonen beschreibt [$\text{W/m}^2 \text{K}$], λ_M der Wärmeleitkoeffizient des Metalls [W/m K]; λ_l der Wärmeleitkoeffizient der Luft $\lambda_l = 4,8 \times 10^{-3}$ [W/m K] und h die Banddicke [m] sind.

Die Gleichung (2) von Mazur et al. hat den Nachteil, dass die vorgeschlagenen Ansätze nur für die Bedingungen der durchgeführten Experimente anwendbar sind. Zudem wird die Inhomogenität der Temperatur im Coil, die durch die seitliche Wasserspritzung verursacht wird, nicht erfasst. Sie führt zur Veränderung des Spannungszustands im Coil und damit zur Veränderung der Wärmeabfuhr beim Kühlen.

Die weiteren Arbeiten in der Literatur untersuchen die Wärmeübergangsvorgänge im Coil unter Nutzung der numerischen Methoden (z.B. FEM, FDM u.a.).

Park et al. und Baik et al. [33, 41] berechnen die Temperaturverteilung in einem Stahlcoil während des Abkühlens. Das Coil wird als ein homogener Hohlzylinderkörper bei der Modellierung betrachtet. Das aufgestellte Wärmeleitproblem wird mit Hilfe der FEM gelöst. Die Wärmeübertragung in axialer Richtung wird anhand der physikalischen Eigenschaften des Materials beschrieben, während die Wärmeübertragung in radialer Richtung mit Hilfe des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten ermittelt wird. Der äquivalente Wärmeleitkoeffizient wird auf Basis der einzelnen Schichten im Kontaktbereich zwischen den einzelnen Windungen hergeleitet. Die Wärmeübertragung in jeder Schicht erfolgt durch unterschiedliche Wärmeübergangsmechanismen, die durch Wärmeleitwiderstände gekennzeichnet werden. Die einzelnen Schichten im Kontaktbereich (siehe Abbildung 11) gliedern sich wie folgt auf:

- Material (z.B. Stahl),
- Oxid/Schmutz/Schmierung und
- Grenzschichtbereich.

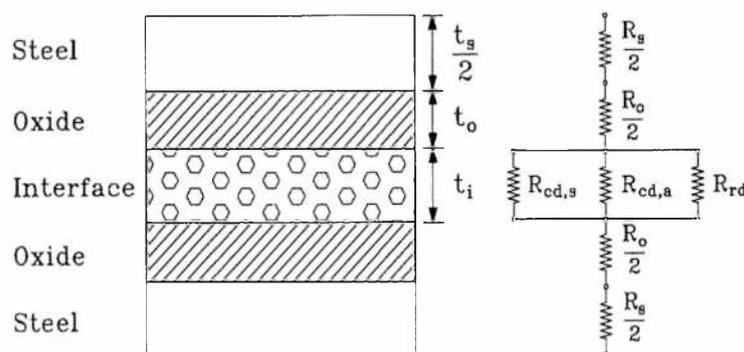


Abbildung 11: Schematische Darstellung des Kontaktbereiches im Coil zwischen den Windungen [33, 41]

Der Grenzschichtbereich kennzeichnet einen makroskopischen Bereich des Kontakts infolge der Oberflächenunebenheit. Dieser setzt sich aus dem Kontakt der Rauheitsspitzen und den dazwischen gebildeten Hohlräumen, die mit Luft oder anderen Medien gefüllt sind, zusammen. Das Verhalten von Rauheitsspitzen im Kontaktbereich unter radialem Druck wird von Park et al. und Baik et al. [33, 41] basierend auf den Arbeiten von Mikic [42], Greenwood und Williamson [43] beschrieben. Dabei wird angenommen, dass sie sich entweder elastisch oder plastisch verformen lassen.

In den weiteren Studien [44–46] wurden ebenfalls die Ansätze von Park et al. und Baik et al. [33, 41] zur Berechnung der Temperaturverteilung im Coil genutzt. Sie setzen dennoch einige Annahmen voraus. Die Annahmen betreffen sowohl die Beschreibung der radialen Wärmeübertragung im Coil als auch das elastische Verformungsverhalten der Schichten im Grenzschichtbereich zwischen den einzelnen Windungen.

In den Arbeiten von Saboonchi und Hassanpour [26, 33] wird der äquivalente Wärmeleitkoeffizient in Abhängigkeit von dem Spannungszustand im Coil, der Banddicke, der Temperatur und dem Wärmeleitkoeffizienten zwischen Luft und Stahl beschrieben. Die Geometrie des Coils wird ebenfalls in 2D betrachtet. Die Berechnung der Temperaturverteilung im Coil beim Abkühlen an der ruhenden Luft [37] und durch die Wasserspritzung [30] erfolgt mit Hilfe der numerischen Methode (FDM). Darüber hinaus haben die Autoren eine Optimierung des Abkühlverfahrens [30] des Coils mit dem entwickelten Modell vorgenommen. Im Vergleich zu anderen Modellen wird das Coil als eine Reihe von dünnwandigen konzentrischen Hohlzylindern betrachtet. Zudem ist der Spannungszustand in Abhängigkeit von der Temperaturverteilung im Coil berechnet worden.

In [37] wird untersucht, welchen Einfluss unterschiedliche Annahmen auf die Temperatur- und Spannungsberechnung bei der Modellierung des Coils haben. Das Coil Modell wird hierzu als ein Festkörperhohlzylinder und als eine Reihe von dünnwandigen konzentrischen Zylindern angenommen. Die Annahme des Coils als Hohlzylinder verändert den Spannungszustand im Coil beim Abkühlen. Dieser ist auf die Zwischenräume zwischen den einzelnen Windungen zurückzuführen. Außerdem sind die Autoren der Meinung, dass die Spannungsunterschiede zwischen den Windungen einen wesentlichen Einfluss auf die Vorhersage der Temperaturverteilung im Coil haben. Das aufgestellte Modell von Saboonchi und Hassanpour eignet sich dennoch für die Abschätzung der Temperatur während des Abkühlens eines Coils aus Stahl für die Anwendung unterschiedlicher Abkühlungsarten. Hierfür haben die Autoren die Wärmeübergangskoeffizienten für die einzelnen Varianten bestimmt. Der Einsatz des Modells für andere Materialien, wie Nichteisenmetalle, benötigt zusätzlich weitere experimentelle Versuche, um den Kontaktbereich in Abhängigkeit von der Banddicke, der Temperatur und des Drucks zu beschreiben. Neben der Verwendung für Stahl ist der Modellansatz von Saboonchi und Hassanpour für andere Materialien bis jetzt nicht eingesetzt worden.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass das Verhalten von Unebenheiten der Kontaktoberfläche unter radialem Druck in den bisherigen Coil Modellen entweder elastisch oder plastisch angenommen wird. Karlberg [47] erweitert das Modell von

Saboonchi [37] durch die Formulierung einer elastisch-plastischen Verformung des Kontaktbereiches. Die Fläche der Kontaktunebenheiten zwischen den Windungen ist vom Druck in radialer Richtung abhängig [47–49]. Die Formulierung der elastisch-plastischen Verformung beruht in dem Modell von Karlberg auf der Arbeit von Shridar et al. [50]. Die Temperaturverteilung in einem 2D Coil Modell wird mit Hilfe von FEM berechnet. Es dient der Vorhersage der Temperaturverteilung und des Spannungszustandes im Coil während des Abkühlens. Das Modell berücksichtigt den Kontaktzustand zwischen den Windungen, der die anisotropen thermischen Eigenschaften verursacht. Die Druckspannungen während des Abkühlens werden als eine Kombination von Anfangsspannungen und thermisch induzierten Spannungen betrachtet [47]. Weiterhin wird die Wärmeübertragung im Kontaktbereich basierend auf der Arbeit von Shridar et al. abgeleitet.

Zur Beschreibung der Wärmeübertragung im Kontaktbereich zwischen den einzelnen Windungen wird die Annahme getroffen, dass die Wärmeübertragung nur durch die Wärmeleitung an den Kontaktstellen der Oberflächenunebenheiten erfolgt. Das ist auf die geringfügige Wirkung von anderen Wärmeübertragungsmechanismen zurückzuführen. Daher werden sie von Karlberg vernachlässigt. Genauso wie das Modell von Saboonchi ist das FE Modell von Karlberg für die Berechnung des Temperaturzustandes beim Abkühlen vom Coil aus Stahl geeignet. Der Einsatz dieses Modells für andere Materialien ist nicht bekannt.

2.2.1.3 Modelle zur Temperaturberechnung im Coil bei der Wickeloperation

Die in der Literatur dargestellten Modelle behandeln überwiegend die Beschreibung der Temperaturentwicklung im Coil nach dem Abschluss des Aufwickelns. Die Literaturrecherche hat auch gezeigt, dass die Modellierung des Aufwickelvorgangs kaum betrachtet wurde. Es handelt sich dabei sowohl um die Modellierung der einzelnen Ab- oder Aufwickelvorgänge als auch die Kombination von beiden im Laufe des reversierenden Walzens. Die Temperaturentwicklung im Coil während der Wickeloperation hat jedoch einen maßgeblichen Einfluss auf die Gefügebildung im gewickelten Warmband [45, 51–54].

Erwähnenswert ist insbesondere das Modell von Troyani, welches im Gegensatz zu den bisherigen Modellen den Aufwickelvorgang eines dicht gewickelten Drahts modelliert [55–57]. Das Problem wird in 2D mathematisch aufgestellt und mit Hilfe von FEM gelöst. Der Wickelprozess wird durch die Anpassung der Randbedingungen von dem Draht modelliert. Der Kontakt zwischen den einzelnen Drahtwindungen nimmt beim Aufwickeln zu und beim Abwickeln ab. Folglich ist der rechnerische und programmier-technische Aufwand bei dem Wickelvorgang, welcher die Verfolgung der Gittertopologie der finiten Elemente des Drahts erfordert, nicht mehr notwendig. Dabei wird die Modellierung so vereinfacht, dass der Drahtbund als unendlicher Stab behandelt wird. Durch diese Vorgehensweise wird die numerische Behandlung des Kontaktproblems vermieden. Zudem wird der Einfluss des radialen Drucks auf die Wärmeübertragung vernachlässigt.

In der fortführenden Arbeit von Troyani erfolgt die Erweiterung des 2D Modells auf 3D. Das Modell wird durch eine numerische Strategie umgewandelt, die eine numerische Superposition der 2D FE-Lösung der X-Y Ebene mit einer 1D FD Lösung in der Z Ebene beinhaltet [57]. In Abbildung 12 sind diese Ebenen dargestellt.

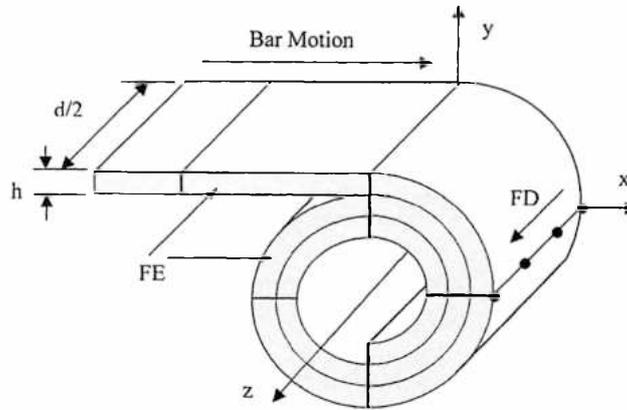


Abbildung 12: Modellaufbau der Wickeloperation in 3D nach Troyani [57]

Die angestrebte Lösung aus der Modellierungsperspektive der Wickeloperation von Troyani ist einerseits aus der Sicht der numerischen Durchführung sehr elegant. Andererseits ist die Implementierung unter dem Blickwinkel der Programmierung mit großem Aufwand verbunden. Der Nachteil dieses Vorgehensweise ist, dass die Berechnung des vollständigen Coils sehr rechenzeitintensiv ist.

Einen weiteren Beitrag auf diesem Gebiet stellt die Arbeit von Wimmer dar. Wimmer berechnet den Temperaturzustand im Coil während des Aufwickelns [58]. Der Aufwickelvorgang erfolgt durch den Einsatz aufeinander geschichteter konzentrischer Ringe, die einer ganzen Windung entsprechen. Das thermische Problem wird mit Hilfe von FEM in 2D gelöst. Das Modell beruht auf folgenden Annahmen:

- Verwendung der Axialsymmetrie;
- die thermischen Eigenschaften des Werkstoffes sind von der Temperatur unabhängig;
- die Wärmeübertragung im Coil ist nicht vom lokal herrschenden Spannungszustand abhängig;
- die Wärmeleitung ist transversal-isotrop, d.h. der Wärmeübergangskoeffizient ist in radialer Richtung ein anderer als in axialer und tangentialer Richtung.

Der Nachteil des Modells besteht darin, dass der Ab- und Aufwickelvorgang des Coils windungsweise erfolgt. Es wird dabei angenommen, dass jede Windung eine konstante Temperaturverteilung besitzt. Die Temperaturverteilung in der Breite wird somit vernachlässigt.

Hajduk et al. modellieren die Wickeloperation hingegen als ein rotationssymmetrisches 2D FE Modell [59]. Die Änderung des Außendurchmessers des Coils erfolgt kontinuierlich in Abhängigkeit von der Banddicke und der Spaltdicke zwischen zwei benachbarten Windungen. Jede Windung setzt sich aus zwei Schichten zusammen, die verschiedene isotrope thermische Eigenschaften aufweisen. Mithilfe des Modells lässt

sich jedoch kein stetiges Temperaturprofil über die Bandlänge berechnen. Die Autoren nehmen für das Modell an, dass das Temperaturprofil in der ganzen Windung konstant ist. Die Abkühlung des Bandes vor dem Aufwickeln und nach dem Abwickeln wird mit einem Scheibenmodell berechnet. Die schematische Darstellung des Modells ist in Abbildung 13 dargestellt.

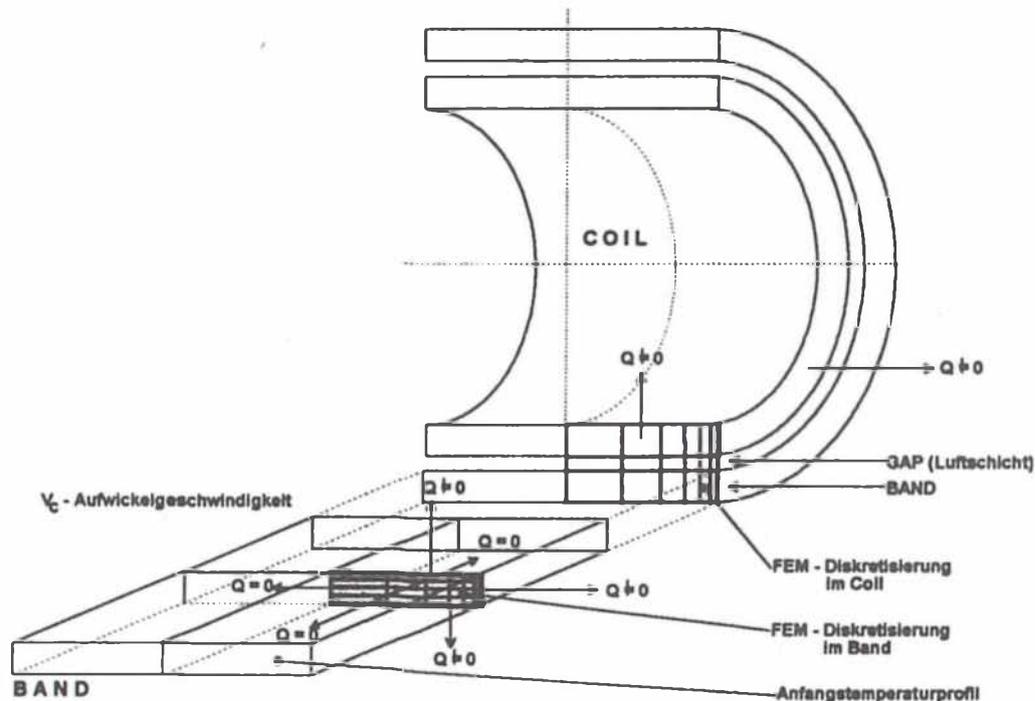


Abbildung 13: Ansatz für die Modellierung der Wickeloperation nach Hajduk et al. [60]

Milenin et al. [61] entwickeln ein 2D FE Modell für das Aufwickeln des Coils nach dem konventionellen Warmwalzen basierend auf den vorgestellten Annahmen von Hajduk. Der Vorteil des Modells von Hajduk und Milenin ist die Berechnungsschnelligkeit, welche durch die angenommenen Vereinfachungen und die Beschreibung der unbekanntenen Einflüsse auf die Temperaturentwicklung durch die Koeffizienten erzielt werden.

2.2.2 Wärmeübertragungsphänomene bei der Warmbandbewegung

Beim reversierenden Warmwalzen erfolgt der Warmbandtransport zwischen den Haspeln (Coilern), die der gleichzeitigen Ab- und Aufwicklung des Bandes dienen. Während des Transportes wird das Band durch Konvektion und Strahlung abgekühlt. In Abhängigkeit von der Temperatur und dem Oberflächenzustand wird eine von beiden Wärmeübertragungsarten (Strahlung oder Konvektion) eine dominierende Rolle übernehmen. Bei höheren Temperaturen (oberhalb von 550 °C) dominiert die Strahlung. Das Warmwalzen von Leichtmetallen wie Aluminium und Magnesium wird im Temperaturbereich unterhalb von 550 °C durchgeführt. In diesem Temperaturbereich findet die Abkühlung vorwiegend durch Konvektion statt.

Der Gesamttemperaturverlust, \dot{Q} des Bandes beim Warmwalzen an der Luft wird als Summe der Wärmeverluste durch die einzelnen Wärmeübertragungsarten formuliert:

$$\dot{Q} = \dot{Q}_{str} + \dot{Q}_{Konv}, \quad (3)$$

wobei \dot{Q}_{str} der Wärmeverlust durch die Strahlung [W], \dot{Q}_{Konv} der Wärmeverlust durch die Konvektion [W], \dot{Q} der Gesamtwärmeverlust [W] sind.

Die Berechnung des Wärmeverlustes durch Strahlung basiert auf dem Stefan-Boltzmann Gesetz, d.h. der Wärmeverlust ist proportional zur vierten Potenz der Oberflächentemperatur [62] (siehe Gleichung (4)). Die Intensität der Strahlung steigt mit der Temperatur des Körpers [63]. Darüber hinaus benötigt die Strahlung kein Medium und ist daher auch im Vakuum aktiv. \dot{Q}_{str} wird mit der Gleichung (4) berechnet

$$\dot{Q}_{str} = \varepsilon \sigma A (T_{obr}^4 - T_{\infty}^4), \quad (4)$$

wobei ε der Emissionsgrad [-], σ die Stefan-Boltzmann Konstante [$W/(m^2 K^4)$]; $\sigma = 5,67 \times 10^{-8} W/(m^2 K^4)$, T_{obr} die Oberflächentemperatur des Körpers [K] und T_{∞} die Umgebungstemperatur [K] sind.

Die Ermittlung eines geeigneten Emissionsgrades ε ist mit großem Aufwand verbunden. Verantwortlich hierfür ist die starke Abhängigkeit von der Oberflächenqualität (z.B. Rauheit, Oxidation usw.). Die Ermittlung des Emissionsgrades erfolgt oftmals mit Hilfe der inversen Methode, welche häufig den Emissionsgrad als Konstante in der Modellierung definiert [64]. Unter inverser Methode wird eine Methode der Parameteridentifikation verstanden, welche auf der Lösung des direkten Problems mit Hilfe der FEM und der Optimierungsmethode basiert.

Zur Wärmeübertragung durch Konvektion ist ein Medium (Flüssigkeit oder Gas) erforderlich. Dabei wird die Energie zwischen der Oberfläche des warmen Körpers und den umströmenden Flüssigkeits- oder Gasteilchen ausgetauscht. Der Austausch kann durch freie oder gezwungene Konvektion, wie in [62] beschrieben, stattfinden. Die konvektive Wärmeübertragung kann durch die Gleichung (5) berechnet werden:

$$\dot{Q}_K = \alpha_K A (T_{obr} - T_{\infty}), \quad (5)$$

wobei α_K der konvektive Wärmeübergangskoeffizient [$W/m^2 K$], A die ebene Fläche, die durch ein Medium umströmt wird [m^2] und T_{obr} , T_{∞} die Temperaturen der Oberfläche bzw. des Mediums [K] sind.

Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient kann durch die dimensionslose Nusselt Zahl bestimmt werden, die die Wärmeleitung vom Umgebungsmedium und die charakteristische Länge berücksichtigt. Die charakteristische Länge des Probekörpers ist von der Geometrie abhängig. Es gilt:

$$\alpha_K = \frac{Nu \lambda_M}{L}, \quad (6)$$

wobei Nu die dimensionslose Nusselt Zahl [-], λ_M der Wärmeleitkoeffizient des Mediums (z.B. Luft) [$W/m K$] und L die charakteristische Länge [m] sind.

Zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten im Falle der freien Konvektion, kann die Nusselt Zahl, wie in Gleichung (7) dargestellt, durch die dimensionslosen Grashof'schen und Prandtl'schen Zahlen bestimmt werden:

$$Nu = C(GrPr)^n \quad (7)$$

wobei C und n freie Parameter [-], Gr die Grashof'sche Zahl [-] und Pr die Prandtl'sche Zahl [-] sind.

Die Konstanten C und n sind der Tabelle 1 für die Gleichung (7) zu entnehmen.

Tabelle 1: Bestimmung der Konstanten C und n

$\log(GrPr)$	-4 bis 2	2 bis 8	7 bis 13
C	1,18	0,54	0,14
n	0,13	0,25	0,13

Die Prandtl'sche Zahl kann aus der Gleichung (8) berechnet oder aus den Tabellen in [65] entnommen werden:

$$Pr = \frac{c_p \eta}{\lambda} = \frac{c_p \nu \rho}{\lambda}, \quad (8)$$

wobei c_p die spezifische Wärmekapazität [J/(kg K)], η die dynamische Viskosität [kg/(m·s)], ν die kinematische Viskosität [kg/(m s)], ρ die Dichte [kg/m³] und λ der Wärmeleitkoeffizient des Mediums [W/m K] sind.

Die Grashof'sche Zahl kann aus Gleichung (9) berechnet werden:

$$Gr = \frac{g L^3}{\nu} \beta (T_S - \bar{T}), \quad (9)$$

wobei g die Erdbeschleunigung ($\approx 9,8 \text{ m/s}^2$) [m/s²], β der Wärmeausdehnungskoeffizient ($\beta = \frac{1}{T} = \frac{1}{\bar{T} + 273}$) [1/K], ν die kinematische Viskosität des Mediums [kg/(m s)], T_S die Temperatur der Oberfläche [K], T_L die Temperatur der Umgebung [K], \bar{T} die Referenztemperatur, bei der die physikalischen Eigenschaften des Stoffes bestimmt werden ($\bar{T} = 0,5 * (T_S + T_L)$) [K] und L die charakteristische Länge [m] sind.

Bei höheren Walzgeschwindigkeiten kann die erzwungene Konvektion bei laminaren oder turbulenten Strömungen auftreten. In diesem Fall wird die Nusselt Zahl durch die Reynold'sche und Prandtl'sche Zahl ausgerechnet. Hierfür wird der Koeffizient ε_T verwendet, um die Fluidtemperatur in der Nähe der Oberfläche zu bewerten. Dieser Koeffizient lautet:

$$\varepsilon_T = \left(\frac{Pr_p}{Pr_s} \right)^{0,19}, \quad (10)$$

wobei Pr_p die Prandtl'sche Zahl für die Luft bei Umgebungstemperatur und Pr_s die Prandtl'sche Zahl für die Oberflächentemperatur des Bandes sind.

Die Art der Strömung wird durch die Reynold'sche Zahl bestimmt, die durch die nachfolgende Gleichung (11) ausgedrückt werden kann:

$$Re = \frac{\rho w L}{\eta} = \frac{w L}{\nu}, \quad (11)$$

wobei ρ die Dichte [kg/m³], η, ν die dynamische und kinematische Viskosität des Mediums [kg/(m s)], w die Strömungsgeschwindigkeit [m/s] und L die charakteristische Länge [m] sind.

In der Tabelle 2 wird die funktionale Abhängigkeit der Nusselt Zahl von der Art der Strömung aufgezeigt.

Tabelle 2: Berechnung der Nusselt Zahl in Abhängigkeit von der Strömungsart

Art der Strömung		Nusselt Zahl
$Re < 5 \cdot 10^5$	laminar	$Nu = 0,664 Re^{0,5} Pr^{1/3} \epsilon_T$
$5 \cdot 10^5 < Re < 10^7$	turbulent	$Nu = 0,037 Re^{0,8} Pr^{1/3} \epsilon_T$

2.2.3 Wärmeübertragungsphänomene im Walzspalt

Die Temperaturverteilung im Warmband während der Umformung im Walzspalt ist nicht homogen. Sie wird durch zahlreiche prozessbedingte Faktoren beeinflusst. Die Wärme \dot{Q}_K wird durch den Kontakt mit den kälteren (wärmeren) Arbeitswalzen abgezogen (zugeführt). Normalerweise ist die Temperatur der Arbeitswalzen beim Warmbandwalzen niedriger als die Temperatur des Warmbandes. Gleichzeitig wird die Umformwärme \dot{Q}_U durch die umgewandelte Umformarbeit infolge der plastischen Umformung erzeugt und dem Warmband lokal zugeführt. Die Wärme \dot{Q}_R kann in Abhängigkeit von den vorliegenden Reibungsbedingungen zunehmen. Abbildung 14 stellt die Wärmeübertragungsvorgänge im Walzspalt dar.

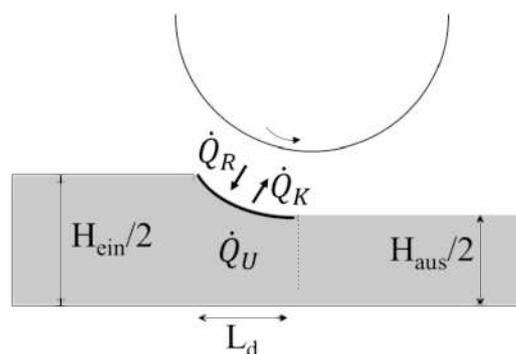


Abbildung 14: Wärmeübertragungsvorgänge im Walzspalt (\dot{Q}_K ist der Wärmefluss durch den Kontakt mit den Arbeitswalzen, \dot{Q}_U ist die Umformwärme, \dot{Q}_R ist die Reibungswärme)

2.2.3.1 Berechnung der Umformwärme im Walzspalt

Der Betrag der Umformwärme im Walzspalt ist von den Umformbedingungen und der chemischen Zusammensetzung des Walzgutes abhängig [66]. Es wird häufig angenommen, dass die Umformung im Warmband über die Dicke homogen verteilt ist, d.h. die adiabatische Umformbedingung vorliegt und eine konstante Reibung zwischen den Arbeitswalzen und dem Walzgut stattfindet. Dadurch kann die Temperaturerhöhung im Walzspalt mittels einer analytischen Berechnung bestimmt werden. Ein Beispiel eines solchen analytischen Ansatzes lautet [108, 114]:

$$\dot{Q}_U = c_p \rho V_t \Delta T_U = \frac{k_{wm} V_t \varphi}{427 \cdot 10^3}, \quad (12)$$

wobei V_t das in der Zeiteinheit durch den Walzspalt laufende Volumen [m³], c_p die spezifische Wärmekapazität [J/(kg K)], ρ die Dichte des Materials [kg m⁻³], ΔT_U die Temperaturerhöhung aufgrund der Umformwärme [K], φ der Umformgrad und k_{wm} der mittlere Walzwiderstand [MPa] sind.

Die Temperaturerhöhung aufgrund der Umformwärme lautet:

$$\Delta T_U = \frac{1}{427 \cdot 10^3} \cdot \frac{k_{wm} \varphi}{c_p \rho}, \quad (13)$$

In Tabelle 3 sind weitere Beispiele für analytische Ansätze zusammengestellt. Diese Ansätze sind simpel zu implementieren. Sie werden bei der Berechnung der Temperatur im Walzspalt infolge der plastischen Umformung häufig verwendet, obwohl die zu Grunde liegende Annahme der homogenen Umformgradverteilung basierend auf den mittleren Wert des Umformgrades jedoch nicht der Realität entspricht [67–69].

Tabelle 3: Analytische Ansätze zur Berechnung von dissipativer Wärme

Ansatz	Gleichung	Quelle
Pavlov	$\dot{Q}_U = k_{wm} \ln \left(\frac{h_0}{h_1} \right)$	[67]
Norton-Hoff	$\dot{Q}_U = \eta k_{wm} \dot{\varphi}$ $\eta = 0,85 - 0,95$	[68]

In Tabelle 3 bezeichnen h_0, h_1 die Ein- und Austrittsdicke [m], k_{wm} der mittlere Walzwiderstand [MPa], $\dot{\varphi}$ die Umformgeschwindigkeit [s⁻¹] und η der Wirkungsgrad der Umformung [-].

Die genaue Bestimmung der Temperaturerhöhung im Walzspalt während der plastischen Umformung erfordert die Berechnung der Umformgradverteilung über die Höhe des Bandes im Laufe des Umformvorgangs. Die Verteilung des Umformgrades ist von der Anfangsdicke, dem Arbeitswalzendurchmesser, der Reibung und dem Umformwiderstand des Materials abhängig. In der Arbeit von Rauch et al. [70] wird ein Ansatz zur Bestimmung der Umformgradverteilung über die Warmbanddicke im Walzspalt in Abhängigkeit von den Walzspalt- und Reibungsbedingungen vorgeschlagen. Der Vor-

teil dieses Ansatzes besteht in einer umfassenden experimentellen Datenbasis, welche bei der Entwicklung des Ansatzes mittels inverser Methode und FE Berechnungen genutzt worden ist. Dabei werden die Koeffizienten zur Beschreibung des Ansatzes so angepasst, dass die Abweichungen zwischen den berechneten Ergebnissen und experimentellen Daten minimal sind. Der in [70] formulierte Ansatz lautet wie folgt:

$$\varphi(Y) = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{h_0}{h_1}\right) \left[1 + 3 \left(\frac{0.38 \cdot Y \Delta}{Y_{max}} \right)^2 \right], \quad (14)$$

wobei φ der Umformgrad, h_0 und h_1 die Eintritts- und Austrittsdicke des Bandes [m], Y die Koordinate über die Höhe des Bandes ($Y = 0$ die Mitte des Bandes und $Y = Y_{max}$ die Oberfläche des Bandes) [m], Δ der Koeffizient des Walzspaltes [-] sind.

2.2.3.2 Wärmeübergang durch den Kontakt mit den Arbeitswalzen

Durch den Kontakt des Walzgutes mit den kälteren Arbeitswalzen wird dem Walzgut Wärme entzogen, welcher zum Temperaturverlust führt. In der Literatur werden die Wärmeverluste durch drei Ansätze modelliert:

- Wärmeverluste durch Wärmestrom am Kontaktrand des Bandes;
- Wärmeverluste durch Wärmeleitung entlang des Kontakts;
- Wärmeverluste durch konvektiven Wärmeübergangskoeffizient am Kontaktrand des Bandes.

Die Untersuchung des Wärmeaustausches beim Kontakt des Walzgutes mit den Arbeitswalzen anhand von experimentellen Versuchen ist mit einem großen Aufwand verbunden. Jeder Ansatz besitzt Vor- und Nachteile. Der Vorteil der Formulierung durch den Wärmestrom liegt in seiner Einfachheit. Nachteilig ist jedoch seine geringere Genauigkeit. Die Formulierung durch die Kontaktwärmeleitung erfolgt über die Beschreibung einzelner Kontaktkomponenten, die durch die Wärmeleitwiderstände beschrieben werden. Der Nachteil dieses Ansatzes ist die Abhängigkeit der Kontaktwärmeleitung von mehreren unbekanntem Parametern wie Kontaktdruck, Oberflächen- und Walzenrauheit. Die Ermittlung dieser Parameter ist mit großem Aufwand verbunden und im laufenden Betrieb nicht möglich.

Der Ansatz basierend auf dem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten an der Kontaktseite wird am häufigsten bei der Simulation des Warmwalzens in der Literatur [71–77] verwendet, da die Koeffizienten in den Randbedingungen des Modells berücksichtigt werden. Die Randbedingungen werden in Gleichung (15) formuliert [78, 79]:

$$\kappa \frac{\partial T}{\partial n} = h_{Kontakt} (T_{Oberf} - T_{Walze}), \quad (15)$$

wobei $h_{Kontakt}$ der Wärmeübergangskoeffizient [$W/m^2 K$], welcher den Wärmeaustausch beim Kontakt mit Walzen beschreibt, T_{Oberf} die Oberflächentemperatur des Bandes beim Kontakt [K], T_{Walze} die Temperatur der Arbeitswalzen [K] sind.

Durch diesen Ansatz wird der Temperaturgradient zwischen der Bandoberfläche und den Arbeitswalzen berücksichtigt. Der Wärmeübergangskoeffizient kann zwar nicht direkt im Walzspalt gemessen werden, jedoch lässt er sich aus den experimentellen Temperaturmessungen mittels der inversen Methode ermitteln. Die typischen Wärmeübergangskoeffizienten für Stahl liegen in einem breiten Spektrum von 6 kW/m²K in [24] bis 45 kW/m²K in [68, 80] und für Aluminium von 10 kW/m²K bis zu 100 kW/m²K [76]. Für Magnesiumlegierungen sind die Wärmeübertragungskoeffizienten in der Literatur nicht vorhanden. Tabelle 4 stellt einen Überblick über die in der Literatur ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten dar. Sie weichen von den Angaben in [24, 68,73] ab. Die zusammengestellten Werte geben einen Überblick über die Dimensionen und über die Streuung der Werte des Koeffizienten für die Metalle (Stahl und Aluminium).

Tabelle 4: Wärmeübergangskoeffizienten für den Kontakt des Warmbandes mit den Arbeitswalzen während der Umformung im Walzspalt [81]

Autor	Material	WUK*, W/(dm²K)	Bemerkung
Argyris et al. [82]	Aluminium	178 x 10 ³	Modell zur Temperaturberechnung des Bandes
Bianchi and Petrone [83]	Stahl	10 x 10 ³	Modell zur Temperaturberechnung des Bandes
Dawson [84, 85]	Aluminium	20 x 10 ³	Modell zur Temperaturberechnung des Bandes
Kemp [86]	Stahl	100 x 10 ³	Modell zur Temperaturberechnung des Bandes
Lenard and Pietrzyk [87]	Stahl	5 x 10 ³	Temperaturmessung des Walzguts
Montmitonne et al. [88]	Stahl	5 x 10 ³	Modell zur Temperaturberechnung des Bandes
Pietrzyk and Lenard [89]	Stahl / Aluminium	5 x 10 ³	Temperaturmessung des Walzguts
Pietrzyk and Lenard [90]	Stahl	13 x 10 ³	Temperaturmessung des Walzguts
Pietrzyk and Lenard [91]	Aluminium	4 x 10 ³	Temperaturmessung des Walzguts
Silvonen et al. [92]	Stahl	70 x 10 ³	Modell zur Temperaturberechnung des Bandes
Sluzalec [93]	Stahl	5 x 10 ³	Modell zur Temperaturberechnung der Arbeitswalzen
Stevens et al. [94]	Stahl	38 x 10 ³	Modell zur Temperaturberechnung des Bandes
Too [95]	Stahl	23 x 10 ³	Temperaturmessung der Arbeitswalze
Tseng et al. [96]	Stahl	180 x 10 ³	Temperaturmessung der Arbeitswalze

Williams and Boxall [97]	Stahl	84×10^3	Modell zur Temperaturberechnung der Arbeitswalzen
Zienkiewicz et al. [98]	Stahl	300×10^3	Modell zur Temperaturberechnung des Bandes

* WÜK – Wärmeübergangskoeffizient

2.2.3.3 Wärmeerzeugung durch Reibung

Die Reibungswärme wird in der Regel als Oberflächenwärmequelle betrachtet. Sie ist von den Scherspannungen als auch von der absoluten Geschwindigkeitsdifferenz zwischen dem Walzgut und den Arbeitswalzen abhängig [68, 69, 99]. Um die Scherspannungen infolge der Reibung zu modellieren, werden drei in der Umformtechnik bekannte Ansätze verwendet. Sie sind allgemein bekannt und detailliert in der Literatur beschrieben:

- Coulombsches Reibungsmodell [73, 74, 100];
- Tresca Reibungsmodell [69, 101];
- Wanheim-Bay Reibungsmodell [102, 103].

2.3 Temperaturentwicklung im Band und Coil im Laufe des reversierenden Warmwalzens

In den vorherigen Kapiteln sind die unterschiedlichen Vorgänge, die zu einer Temperaturveränderung im Coil führen, beschrieben worden. Die Literaturlauswertung zeigte, dass diese von hoher Komplexität sind. Die Komplexität besteht darin, dass die Bandtemperatur nicht nur durch die Umformung im Walzspalt und den Transport, sondern auch durch die Wärmeübertragungsvorgänge im Coil verändert wird. Zudem erfolgt eine zusätzliche Wärmeabfuhr in den Dorn des Wicklers. Die eingesetzten Coils werden während des reversierenden Warmwalzens simultan ab- und aufgewickelt. Der Ab- und Aufwickelvorgang führt zur kontinuierlichen Massenveränderung des Coils. Zusätzlich erfolgt die Wärmeübertragung im Coil infolge der schichtförmigen Struktur orthotrop.

In Abbildung 15 ist das reversierende Warmwalzen und die dabei auftretenden Wärmeübergangsmechanismen dargestellt. Beim reversierenden Warmwalzen von Nicht-eisenmetallen findet das Walzen unter 500 °C statt. Der Walzvorgang erfolgt in der Regel bei Walzgeschwindigkeiten bis zu 5 m/s . Dadurch findet die Abkühlung hauptsächlich durch freie Konvektion beim Kontakt mit der Umgebung statt. Bei höheren Temperaturen kann eine zusätzliche Abkühlung durch Strahlung erfolgen. Im Walzspalt wird die Wärme durch den Kontakt mit den Arbeitswalzen als auch durch die Reibungs- und die Umformbedingungen beeinflusst. Die Temperatur über die Banddicke gleicht sich nach dem Austritt des Walzgutes aus dem Walzspalt in Abhängigkeit von der Walzgeschwindigkeit und der Banddicke aus.

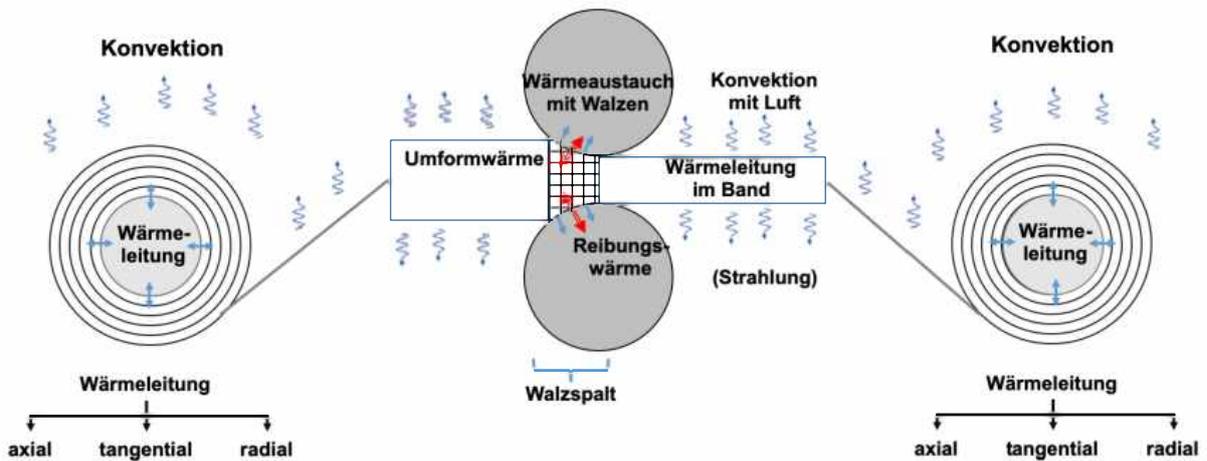


Abbildung 15: Wärmeübergangsmechanismen beim reversierenden Warmwalzen (Temperaturzunahme —; Temperaturverlust —) (modifiziert von [75])

Das ab- und aufgewickelte Coil wird zudem durch freie Konvektion abgekühlt. Die Wärmeübertragung im Coil hängt von dem Außendurchmesser, der Anzahl der Windungen und der Zugkraft ab. Die Abhängigkeit von der Anzahl der Windungen und der Zugkraft ist auf die radiale Wärmeübertragung im Coil zurückzuführen.

2.4 Wärmeübertragung im Coil in radialer Richtung

Die mehrschichtige Struktur des Coils weist eine anisotrope Wärmeübertragung im Coil auf. Dieser Effekt wird in der Literatur durch die richtungsabhängige (orthotrope) Wärmeleitung des Körpers beschrieben. Man geht davon aus, dass die Wärmeleitung in axialer und tangentialer Richtung der Wärmeleitfähigkeit des Materials entspricht. Hierzu können die Koeffizienten ausgehend von der chemischen Zusammensetzung ermittelt werden. Zusätzlich erfolgt der Wärmefluss in radiale Richtung. Dabei wird die radiale Wärmeleitung zwischen den Schichten als äquivalente Wärmeleitung bezeichnet. Dieser Wärmefluss kennzeichnet den äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten [33, 41]. Er ist von vielen Faktoren abhängig, die mit den technologischen Bandfertigungsbedingungen zusammenhängen. Hierzu zählen die Bandrauheit, der Rest von Schmiermitteln der Wickeldruck, das Dickenprofil usw. Daher ist der äquivalente Wärmeleitkoeffizient der Technologie zuzuordnen und muss für die jeweilige Technologie bestimmt werden. Die Ermittlungsmethode und die Vorgehensweise zur Bestimmung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten werden in dem nachfolgenden Kapitel beschrieben, welche im Zuge der Arbeit für die Magnesiumlegierung AZ31 übertragen wird.

2.4.1 Methode zur Ermittlung des Wärmeleitkoeffizienten

Der äquivalente Wärmeleitkoeffizient im Coil lässt sich nicht direkt durch experimentelle Messungen ermitteln. Im Labor wird die mehrschichtige Struktur des Coils durch den Aufbau eines mehrschichtigen Körpers bestehend aus parallel aufeinanderliegenden Blechen nachgebildet. Es gibt eine Vielzahl von Parametern, die die Wärmeüber-

tragung zwischen den Schichten beeinflussen. Dazu gehören die Oberflächenbeschaffenheit, die Temperatur, der herrschende Druck zwischen den Windungen, die Dicke der Schichten, die Dicke der Oxidschicht usw. [33, 41, 58, 104].

Der Versuchsaufbau zur Bestimmung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten ist detailliert in [33, 105] beschrieben. Dieser setzt sich aus zwei horizontal gerichteten Stempeln und einem mehrschichtigen Körper zusammen. Der untere Stempel ist isoliert, während der obere Stempel als Wärmequelle dient. Darüber hinaus können die einzelnen Bleche (Simulation der Windungen) einem Druck ausgesetzt werden, welcher die radialen Druckspannungen zwischen den einzelnen Windungen im Coil abbilden soll. Um den Einfluss der Umgebung auf das Abkühlungsverhalten des Körpers zu vermeiden, werden die äußeren Seiten isoliert. Die Temperaturmessung zwischen den einzelnen Schichten mit Thermoelementen wird dabei durchgeführt. Abbildung 16 stellt einen Versuchsaufbau zur Bestimmung der Wärmeleitkoeffizienten in einem mehrschichtigen Körper dar, welcher in der Literatur als äquivalenter Wärmeleitkoeffizient definiert wird [105].

Der äquivalente Wärmeleitkoeffizient lässt sich aus den experimentellen Temperaturmessungen ermitteln, welcher mit Hilfe der inversen Methode und der FE Methode bestimmt wird. Mehrere Autoren haben in der Literatur Versuche zur Beschreibung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten für Stahl durchgeführt [33, 41, 105]. Die Beiträge zur Quantifizierung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten von Nichteisenmetallen sind in Literatur nicht vorhanden.

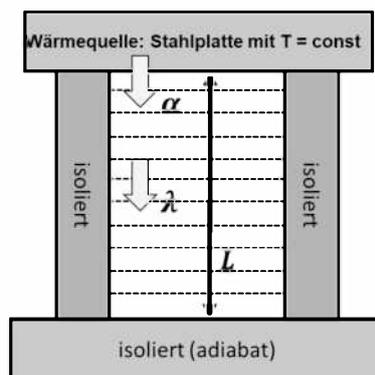


Abbildung 16: Versuchsaufbau zur Untersuchung und Bestimmung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten nach [105]

2.4.2 Mathematische Beschreibung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten

Die zuvor beschriebene Methode zur experimentellen Ermittlung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten ist Basis für die mathematische Beschreibung. Dabei wird der mehrschichtige Kontakt als eine mehrschichtige Zelle betrachtet. Jede Schicht wird durch den eigenen Wärmeübergangsmechanismus beschrieben. Der unmittelbare Kontaktbereich zwischen den Schichten wird in der Literatur als Grenzschichtbereich definiert. Die mehrschichtige Zelle lässt sich in die folgenden Bestandteile unterteilen:

- Material;
- Oxidschicht;

- Grenzschichtbereich.

Das setzt die Annahme voraus, dass der Wärmefluss im Coil immer senkrecht zu den Schichten erfolgt. Dadurch lässt sich der äquivalente Wärmeleitkoeffizient mit Hilfe von Wärmeleitwiderständen formulieren. Unter dem Wärmeleitwiderstand versteht man das Verhältnis der Schichtdicke zu seiner Wärmeleitfähigkeit. Der Schichtenaufbau sowie die Wärmeleitwiderstände sind in Abbildung 17 dargestellt.

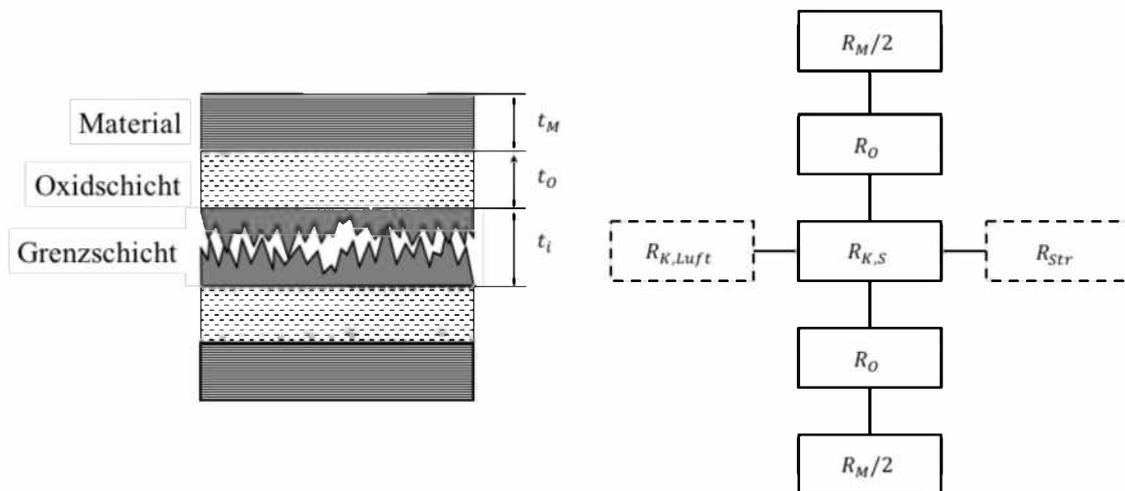


Abbildung 17: Schematische Darstellung des Kontaktbereiches zwischen den einzelnen Windungen [48]

Der gesamte Wärmeleitwiderstand wird als Summe aller Wärmeleitwiderstände innerhalb des Kontaktbereiches formuliert:

$$R_T = \frac{t}{\kappa_{\text{äq}}} = R_M + 2R_O + R_i, \quad (16)$$

wobei R_T der gesamte Wärmeleitwiderstand [$\text{m}^2\text{K}/\text{W}$], R_M der Wärmeleitwiderstand des Materials [$\text{m}^2\text{K}/\text{W}$], R_O der Wärmeleitwiderstand des Oxides [$\text{m}^2\text{K}/\text{W}$], R_i der Wärmeleitwiderstand des Grenzschichtbereiches [$\text{m}^2\text{K}/\text{W}$], t die Gesamtdicke des Kontaktbereiches [m] und $\kappa_{\text{äq}}$ der äquivalente Wärmeleitkoeffizient [$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$] sind.

Der Wärmeleitwiderstand der Material- und Oxidschicht ist in gleicherweise durch die Schichtdicke und die Wärmeleitung formuliert:

$$R_M = \frac{t_M}{\kappa_M}, \quad (17)$$

$$R_O = \frac{t_O}{\kappa_O}, \quad (18)$$

wobei κ_M , κ_O die Wärmeleitung von Material und Oxid [$\text{W}/\text{m K}$] und t_M , t_O die Schichtdicken des Materials und des Oxides [m] sind.

Die Oxidschicht wird durch die chemische Zusammensetzung des Materials, die Temperatur und durch die Prozessvorgeschichte stark beeinflusst. Weder die thermischen Eigenschaften des Oxides noch dessen Dicke sind konstant während des Abkühl- und

Wärmeprozesses. Die Wachstumsrate der Oxidschicht wird durch die thermisch aktivierbaren Diffusionsvorgänge gesteuert. Es wird angenommen, dass das Oxidwachstum bei erhöhten Temperaturen schnell abgeschlossen wird. Somit führt es zur Ausbildung einer kontinuierlich dicken Oxidschicht. Im Falle von Stahl kann ein solches Oxidschichtverhalten durch metallografische Untersuchungen beobachtet werden, indem die Oxidschicht eine kontinuierliche Dicke entlang der Oberfläche aufweist [106, 107]. Bei Nichteisenmetallen, zum Beispiel bei Magnesiumlegierungen, ist die Oxidschichtdicke entlang der Oberfläche nicht gleichmäßig [108]. Die Bewertung dieser Oxidschicht ist mit sehr großem Aufwand verbunden. Tabelle 5 gibt einen Überblick der in der Literatur gefundenen Daten zu Oxidschichtdicken von drei Materialien.

Tabelle 5: Kennwerte zur Oxidschichtdicke sowie deren Wärmeübergangskoeffizient für verschiedene Materialien

Material	Oxidschichtdicke	Wärmeleitfähigkeit des Oxides
Stahl	7 µm [41]	3 W/m K [41]
	10 µm [48, 109]	-
Magnesiumlegierung	bei 475 °C 70 nm [108]	-
Aluminiumlegierung	bei 20 °C 2-3 nm [110]	-
	bei 300 °C bis zu 20 nm [110]	-
	bei 500 - 600 °C 200 nm [110]	-

Der Grenzschichtbereich weist unterschiedliche Wärmeübertragungsmechanismen auf. Die Wärme fließt im Grenzschichtbereich durch die Kontaktstellen und die dazwischen liegenden Hohlräume.

Die Wärmeübertragung erfolgt durch die nachfolgend aufgelisteten Mechanismen:

- Wärmeleitung an Kontaktstellen der Oberflächenunebenheiten;
- Wärmeleitung durch Luft in Hohlräumen;
- Strahlung durch Hohlräume.

Diese drei Mechanismen werden über Wärmeleitwiderstände formuliert. Sie werden als parallel wirkende Vorgänge beschrieben. Den höchsten Beitrag leistet die Wärmeleitung an den Kontaktstellen (Rauheitsspitzen). Aufgrund der parallelen Wirkung wird der Wärmeleitwiderstand in der folgenden Form ausgedrückt:

$$\frac{1}{R_i} = \frac{1}{R_{\kappa,S}} + \frac{1}{R_{\kappa,Luft}} + \frac{1}{R_{Str}}, \quad (19)$$

wobei $R_{\kappa,S}$, $R_{\kappa,Luft}$, R_{Str} die Wärmeleitwiderstände der Wärmeleitung an den Kontaktstellen, die durch Luft und Strahlung in den Hohlräumen [m^2K/W] verursacht werden, sind.

Schließlich wird der äquivalente Wärmeleitkoeffizient basierend auf den Gleichungen (16) - (19) formuliert:

$$K_{\text{äq}} = \frac{t_t}{R_M + 2R_O + \frac{1}{\frac{1}{R_{\kappa,S}} + \frac{1}{R_{\kappa,Luft}} + \frac{1}{R_{Str}}}}, \quad (20)$$

wobei t_t [m] die Summe aller Schichten ist.

Der äquivalente Wärmeleitkoeffizient wird in der Literatur als eine Funktion der Temperatur und des radialen Drucks im Coil definiert. Diese funktionale Abhängigkeit wird bei der Beschreibung des Grenzschichtbereiches berücksichtigt, die in dem folgenden Kapitel erläutert wird.

2.4.2.1 Modellierung des Grenzschichtbereiches

Die Wärmeübertragung im Grenzschichtbereich hängt nicht nur von den thermischen Eigenschaften der einzelnen Schichten ab, sondern auch vom Druck zwischen den Windungen. Der Druck beeinflusst den Kontaktzustand, indem die Oberflächenunebenheiten sich unterschiedlich verformen. Dabei werden drei Arten der Verformung des Grenzschichtbereiches in Literatur unterschieden:

- elastisch;
- plastisch;
- elasto-plastisch.

In der Literatur existiert eine Vielfalt von verschiedenen Modellen dazu. Zu den grundlegenden Modellen, welche auf der statistischen Analyse basieren, gehören die Modelle von Greenwood und Williamson, Cooper, Mikic und Yovanovich, und Mikic [42, 43, 111]. Die detaillierte Beschreibung der einzelnen Modelle kann aus Sridhar und Yovanovich [112] entnommen werden.

Elastisches und plastisches Kontaktmodell

Basierend auf dem Ansatz von Mikic et al. [42] werden die Unebenheiten im Kontakt entweder elastisch oder plastisch verformt. Mikic beschreibt eine funktionale Abhängigkeit der Wärmeleitung durch den Kontakt (Rauheit) und dem nominalen Druck. Zur Formulierung des Verformungstyps wird eine dimensionslose Kenngröße γ eingeführt, welche das proportionale Verhältnis der Fließspannung zur Kontaktspannung darstellt:

$$\gamma = \frac{2H(1-\nu^2)}{E \tan \theta}, \quad (21)$$

wobei H , E , ν und $\tan \theta$ die Mikrohärtigkeit, das Elastizitätsmodul [Pa], die Poissonzahl [-] und der Mittelwert der absoluten Profilneigung sind.

Plastische Verformung der Unebenheiten tritt vorwiegend bei $\gamma \leq 0,33$ auf, während die elastische Verformung bei $\gamma > 3$ stattfindet. Der Bereich dazwischen deutet auf ein elasto-plastisches Materialverhalten im Kontakt hin, welcher in der Arbeit von Mikic et al. nicht betrachtet wird.

Die Wärmeleitwiderstände für den Grenzschichtbereich sind von Mikic hergeleitet worden und der Tabelle 6 zu entnehmen.

Tabelle 6: Einzelne Wärmeleitwiderstände für den Grenzschichtbereich

<p>Wärmeleitung an Kontaktstellen</p>	$R_{\kappa,s} = \frac{\sigma_p}{1,13k_M \tan \theta} \left(\frac{H + P}{P} \right)^{0,94}$ <p>wobei σ_p die Standardabweichung der Profilhöhe, k_M die Wärmeleitung des Materials [W/m K] und P die nominale Druckspannung [MPa] sind.</p>	<p>(22)</p>
<p>Wärmeleitung durch Luft in Hohlräumen</p>	$R_{\kappa,Luft} = \frac{t_L}{\left(1 - \left(\frac{P}{H + P} \right) \right) \kappa_L}$ <p>wobei k_L die Wärmeleitung der Luft [W/m K], t_L mittlere Dicke der Zwischenräume [m] sind.</p> <p>Zum Beispiel für Stahl [33]:</p> $t_L = 42,7 \cdot 10^{-6} \exp(-5 \cdot 10^{-2} P)$	<p>(23)</p>
<p>Strahlung durch Hohlräume</p>	$R_{Str} = \frac{1}{4 \left(1 - \left(\frac{P}{H + P} \right) \right) \varepsilon \sigma T^3}$ <p>wobei ε der Emissionsgrad [-], σ Stefan-Boltzmann Konstante [W/m² K⁻²], T die Temperatur [K] sind</p>	<p>(24)</p>

Schließlich kann der äquivalente Wärmeleitkoeffizient basierend auf den Gleichungen (20) und (22) -(24) formuliert werden [33, 41]:

$$\kappa_{\ddot{a}q} = \frac{(t_M + t_O + t_i)}{\frac{t_M}{\kappa_M} + \frac{2t_O}{\kappa_O} + \left[1,13 \cdot \frac{\kappa_M \tan \theta}{\sigma} \left(\frac{P}{H+P} \right)^{0,94} + \frac{\left(1 - \left(\frac{P}{H+P} \right) \right) \kappa_L}{t_L} + 4 \left(1 - \left(\frac{P}{H+P} \right) \right) \varepsilon \sigma T^3 \right]^{-1}}, \quad (25)$$

Elasto-plastisches Kontaktmodell

Das elasto-plastische Kontaktmodell basiert auf dem Ansatz von Sridhar et al. [113]. In dem Modell wird die Mikroverfestigung der Unebenheiten berücksichtigt. Karlberg [47] beschreibt den äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten basierend auf dem elasto-plastischen Kontaktmodell. Die Wärmeübertragung im Grenzschichtbereich wird in seinem Modell ausschließlich durch die Wärmeleitung an den Kontaktstellen beschrieben und folgend formuliert:

$$R_i = \frac{t_i}{\kappa_i}, \quad (26)$$

$$\kappa_i = h_i \cdot \lambda \cdot \eta, \quad (27)$$

wobei λ der dimensionslose relative Trennungsabstand, der als mittlerer Trennungsabstand zwischen beiden kontaktierenden Oberflächen bezeichnet wird [-], κ_i die Wärmeleitung des Grenzschichtbereichs [W/m K], h_i der Spaltleitwert (engl.: contact conductance) [W/m K], η der normierte effektive absolute RMS (root means square) Rauheit und t_i die Schichtdicke des Grenzschichtbereiches [m] sind.

Die schematische Darstellung des Grenzschichtbereichs von zwei aneinander anliegenden Oberflächen wird in Abbildung 18 dargestellt.

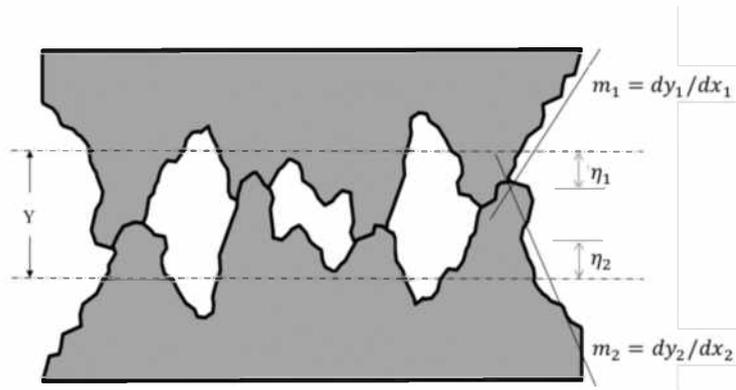


Abbildung 18: Schematische Darstellung des Grenzschichtbereichs [47]

Die Beschreibung der η effektiven absoluten RMS als auch der m effektiven absoluten mittleren Neigung der Oberflächenunebenheiten für beide kontaktierte Oberflächen werden von Mikic et al. [42] und von Sridhar et al. [113] formuliert als

$$\eta = \sqrt{\eta_1 + \eta_2}, \quad (28)$$

$$m = \sqrt{m_1 + m_2}, \quad (29)$$

wobei die tiefgestellten Zahlen {1,2} auf die kontaktierten Oberflächen hindeuten.

Des Weiteren wird angenommen, dass die Oberflächenrauheit keine Unterschiede im gesamten Coil aufweist. Der relative Oberflächentrennungsabstand wird in [47] abgeleitet, wie nachfolgend illustriert:

$$\lambda = \frac{t_i}{\eta} = \sqrt{2} \operatorname{erfc}^{-1} \left(\frac{2P}{f_{ep} H_{ep}} \right), \quad (30)$$

wobei P der Kontaktdruck [MPa], f_{ep} der dimensionslose Parameter des elasto-plastischen Modells und H_{ep} die elastisch-plastische Mikrohärtigkeit sind.

Der dimensionslose elasto-plastische Parameter f_{ep} ist eine Funktion des dimensionslosen Kontaktumformgrads ε_c^* und wird wie folgt formuliert:

$$f_{ep} = \frac{\sqrt{1 + \left(\frac{6,5}{\varepsilon_c^*}\right)^2}}{\left(1 + \left(\frac{13}{\varepsilon_c^*}\right)^{1,2}\right)^{-1,2}}, \quad (31)$$

$$\varepsilon_c^* = 1,67 \left(\frac{mE}{R_{p0,2}}\right), \quad (32)$$

wobei $R_{p0,2}$ die Dehngrenze [MPa], E das Elastizitätsmodul des betreffenden Materials [Pa] und m die mittlere Oberflächensteigung sind.

Die elasto-plastische Mikrohärtigkeit wird in der nachfolgenden Gleichung bestimmt:

$$H_{ep} = \frac{2,76 \cdot R_{p0,2}}{\sqrt{1 + \left(\frac{6,5}{\varepsilon_c^*}\right)^2}}, \quad (33)$$

wobei $R_{p0,2}$ die Dehngrenze des Materials [MPa] und ε_c^* der dimensionslose Kontaktumformgrad sind.

Schließlich kann der Spaltleitwert für den Grenzschichtbereich basierend auf den Gleichungen (26) - (32) hergeleitet werden.

Dieser dient der Bestimmung der Wärmeleitung des Grenzschichtbereiches:

$$h_i = \frac{\kappa_M \cdot m}{\eta} \cdot \frac{1}{2\sqrt{2}\pi} \cdot \frac{\sqrt{f_{ep}} \exp\left(-\frac{\lambda^2}{2}\right)}{\left(1 - \sqrt{\left(\frac{f_{ep}}{2}\right) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{\lambda}{\sqrt{2}}\right)}\right)^{1,5}}, \quad (34)$$

wobei κ_M die Wärmeleitung des Materials [W/m K], m die effektive absolute mittlere Neigung der Oberflächenunebenheiten, η die normierte effektive absolute RMS (Root Means Square), f_{ep} eine Funktion vom dimensionslosen Kontaktumformgrad und λ der relative Oberflächentrennungsabstand sind.

Nach der Umstellung der Gleichungen (26) - (34) kann der äquivalente Wärmeleitkoeffizient wie folgt formuliert werden

$$\kappa_{\ddot{a}q} = \frac{(t_M + 2t_O + t_i)\kappa_M\kappa_O(h_i \cdot \lambda \cdot \eta)}{(t_i\kappa_M\kappa_O + t_M\kappa_O(h_i \cdot \lambda \cdot \eta) + 2t_O\kappa_M(h_i \cdot \lambda \cdot \eta))}. \quad (35)$$

2.5 Werkstoffmodelle zur Simulation der Warmumformung

In den nachfolgenden Kapiteln stehen schnelle Werkstoffmodelle zur Beschreibung der Gefügeentwicklung während der Warmumformung im Fokus. Daher werden in der Arbeit ausschließlich solche Modelle angewandt und dargestellt.

2.5.1 Fließkurven (Reaktionsgleichungen)

Das plastische Fließen des Materials während des Umformprozesses kann u.a. mit Hilfe der Fließspannung beschrieben werden. Die Fließspannung wird als eine integrale Größe bezeichnet und entspricht dem Betrag der Spannung, die bei einachsigem Spannungszustand zum plastischen Fließen führt [114]. Die Fließspannung hängt von den Umformbedingungen (dem Umformgrad, der Umformgeschwindigkeit, der Temperatur) und von dem Werkstoffzustand (u.a. Korngröße, chemische Zusammensetzung, Kristallstruktur und Phasenaufbau) sowie dem Ausscheidungszustand ab. In der Abbildung 19 werden die Einflussgrößen auf die Fließkurve nach [115] zusammenfassend dargestellt.

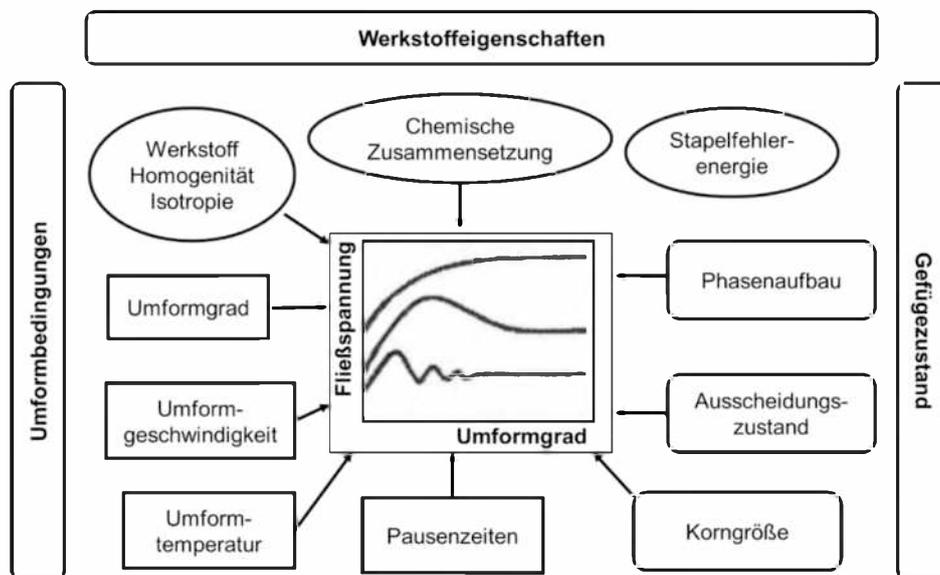


Abbildung 19: Einflussgrößen auf die Fließkurven nach [115]

Empirische und phänomenologische Reaktionsgleichung

Die Reaktionsgleichungen sind die Ansätze, die den Umformgrad und die daraus resultierende Kraft verknüpfen und auf Messwerten basieren. Sie werden am häufigsten zur Beschreibung des Fließverhaltens während der Warmumformung verwendet. Die Vorteilhaftigkeit dieser Ansätze liegt in der unkomplizierten Anwendung und dem geringeren Berechnungsaufwand. Die Zustandsgrößen sind der Umformgrad, die Umformgeschwindigkeit und die Umformtemperatur.

Einige grundlegende Beispiele von Reaktionsgleichungen sind von Hollomon [116], Ludwik [117] und Swift [118] entwickelt worden. Die Reaktionsgleichungen der zuvor genannten Autoren werden für die Beschreibung des Materialverhaltens während der Kaltumformung eingesetzt, weil sie in ihrer Formulierung thermisch aktivierbare Vorgänge im Werkstoff nicht berücksichtigen.

Für die Warmumformung werden zahlreiche Ansätze in der Literatur vorgeschlagen. Der am häufigsten genutzte Ansatz in der Simulationssoftware oder in der Steuerung der Umformanlagen ist der datenbasierte Ansatz von Hensel und Spittel [119]. Die

einzelnen Termen im Hensel und Spittel Ansatz dienen der phänomenologischen Beschreibung der Rekristallisations- und Erholungsvorgänge im Gefüge [120].

In der Tabelle 7 sind die mathematischen Formulierungen der genannten Ansätze zusammengestellt (36) - (39):

Tabelle 7: Beispiele der mathematischen Formulierungen der empirischen und phänomenologischen Ansätze

Hollomon:	$k_f = A_H \cdot \varphi^{n_H}$	(36)
Ludwik:	$k_f = k_{f0} + A_L \cdot \varphi^{n_L}$	(37)
Swift:	$k_f = A_S(\varphi_0 + \varphi)^{n_S}$	(38)
Hensel und Spittel:	$k_f = A_{HS} \cdot e^{m_1 \vartheta} \cdot \vartheta^{m_9} \cdot \varphi^{m_2} \cdot e^{\frac{m_4}{\varphi}} \cdot (1 + \varphi)^{m_5 \vartheta} \cdot e^{m_6 + m_7 \vartheta} \cdot \dot{\varphi}^{m_3} \cdot \dot{\varphi}^{m_8 \vartheta}$	(39)

wobei A_i, n_i, m_j die Konstanten für H (Hollomon), L (Ludwik), S (Swift), HS (Hensel und Spittel), $1 \dots 8$ die werkstoffabhängigen Kenngrößen im Hensel und Spittel Ansatz, φ der Umformgrad, $\dot{\varphi}$ die Umformgeschwindigkeit [s^{-1}] und ϑ die Umformtemperatur [$^{\circ}C$] sind. Bei der Formulierung von Hensel und Spittel handelt sich um den Ansatz 8.

Der Gültigkeitsbereich dieser Reaktionsgleichungen liegt innerhalb des experimentell ermittelten Messbereiches. Die phänomenologischen Ansätze eignen sich für die Vorhersage des Materialverhaltens unter entsprechenden Versuchsbedingungen.

2.6 Gefügeentwicklung im Zuge des Warmwalzens

Die Gefügeentwicklung während des Warmwalzens erfolgt in Wechselwirkung zwischen Ver- und Entfestigungsphänomene. Der Ablauf der Ver- und Entfestigungskinetik hängt von der chemischen Zusammensetzung, dem Werkstoffzustand sowie von den Umformbedingungen ab. Die Werkstoffverfestigung beruht auf der gegenseitigen Bewegungsbehinderung von Versetzungen, die zusätzlich durch Ausscheidungen, Einschlüsse und Korngrenzen sowie interstitiell gelöste Atome blockiert werden können. Im Gegensatz zur Verfestigung vollzieht sich die Entfestigung durch Erholung und Rekristallisation. Die Erholung wird über die Versetzungsumordnung realisiert, während die Rekristallisation durch neue Kornbildung abläuft. Abbildung 20 schildert die Gefügeentwicklung, während und nach der plastischen Umformung am Beispiel des Warmwalzens im einphasigen Gebiet [120].

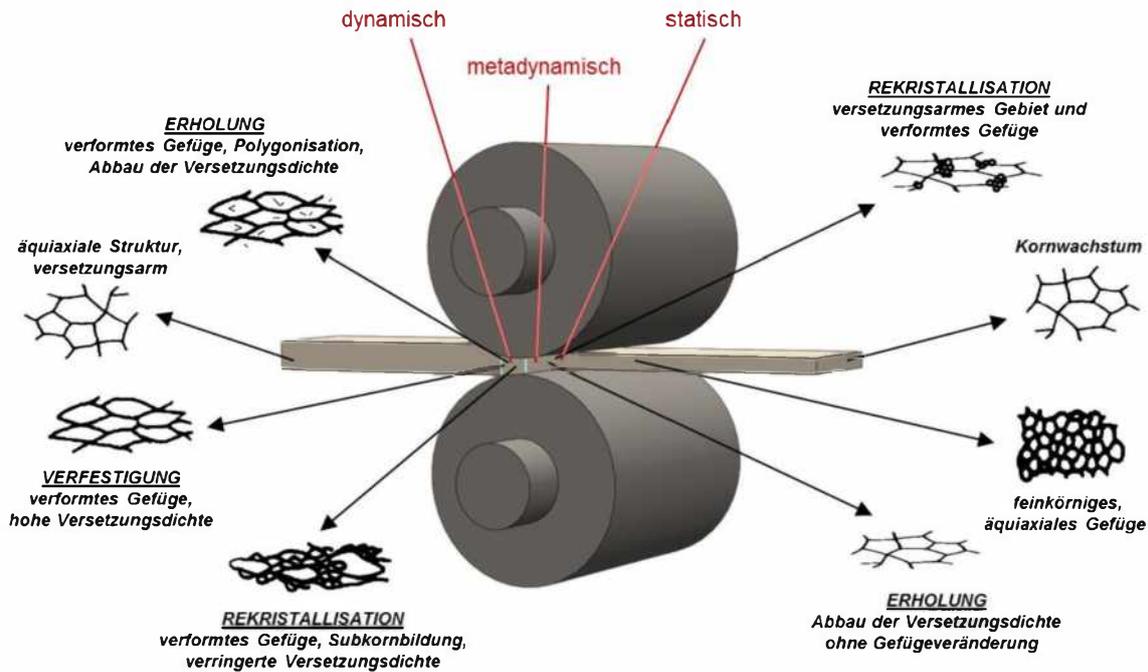


Abbildung 20: Gefügeentwicklung während des Warmwalzens [120]

Die Erholung beruht auf der Wanderung einzelner Versetzungen, die zur netzförmigen Zellbildung sowie Subkornbildung führt. Die Verfestigung wird im Rahmen der Erholung durch die Auslöschung (Annihilation) und Umordnung von Gitterfehlern abgebaut. Eine hohe Mobilität der Versetzungen erfolgt durch das thermisch aktivierbare Quergleiten von Schraubenversetzungen und das Klettern von Stufenversetzungen. Dadurch formt sich eine energetisch günstigere Substruktur (Polygonisation und Zellbildung).

Bei Metallen mit hohen Stapelfehlerenergien, wie beispielsweise Aluminium oder ferritische Stähle und die meisten raumzentrierten Metalle, läuft die Entfestigung vorzugsweise durch Erholung ab [121]. Im Gegensatz dazu spielt die Rekristallisation bei Metallen mit niedriger Stapelfehlerenergie eine dominierende Rolle. Dabei werden die verfestigten Körner durch die neuen versetzungsfreien und feineren Körner aufgezehrt und im Falle einer weiterfolgenden Umformung wieder verfestigt. Wird die Umformung nicht fortgesetzt, kann die Rekristallisation bei hoher Temperatur mit anderen Vorgängen erfolgen [121].

Die Erholungs- und Rekristallisationsvorgänge können sowohl dynamisch, d.h. während des Umformprozesses, als auch statisch, d.h. bei mehrstufiger Umformung in den Pausenzeiten zwischen den einzelnen Umformschritten ablaufen. Im Falle der nicht vollständig abgeschlossenen dynamischen Entfestigung (Rekristallisation) findet die metadynamische oder postdynamische Entfestigung statt, die auf Kosten der während der dynamischen Rekristallisation gebildeten Keime abläuft [121].

Nachdem das Gefüge vollständig dynamisch oder statisch rekristallisiert (mit Inkubationszeit) ist, kann es infolge der Haltezeit bei erhöhten Temperaturen zum Kornwachstum kommen. Dabei findet die Vergrößerung der Körner auf Kosten der kleinen Körner statt.

2.6.1 Modelle zur schnelleren Beschreibung der Gefügeentwicklung

Die klassischen Modelle zur Beschreibung der Gefügeentwicklung basieren auf dem Ansatz von Johnson und Mehl [122], Avrami [123] und Kolmogorov [124] (auch JMAK-Theorie genannt). Die JMAK Theorie beschreibt die thermisch aktivierbaren Entfestigungsvorgänge. Dabei wird angenommen, dass die kugelförmigen Körner aus einer homogenen Keimbildung sowie isotroper und konstanter Keimbildungs- und Kornwachstumsrate im Gefüge resultieren [121]. Somit ist der JMAK Ansatz zur Beschreibung der Rekristallisationskinetik postuliert worden [125]. Die Rekristallisationskinetik wird durch Gleichung (40) beschrieben:

$$X = 1 - \exp(-kt^n), \quad (40)$$

wobei X der rekristallisierte Anteil, t die Zeit [s], k und n die werkstoffabhängige Konstante [-] sind.

2.6.1.1 Modelle zur dynamischen Gefügeentwicklung

Bei der Beschreibung der dynamischen Gefügeentwicklung wird die dynamische Erholung nicht explizit erfasst. Die Modelle zur Beschreibung der dynamischen Rekristallisation (DRX) beruhen auf dem JMAK Ansatz. Sie werden durch charakteristische Kenngrößen formuliert, die den Ablauf der DRX beschreiben. Die charakteristischen Kenngrößen sind

- φ_c , kritischer Umformgrad, welcher den Beginn der DRX bezeichnet;
- φ_s , steady-state Umformgrad, bei dem der steady-state Bereich erreicht wird;
- φ_{max} , maximaler Umformgrad, bei dem die maximale Fließspannung erreicht wird;
- $\varphi_{0,5}$, Umformgrad, bei dem 50% vom Gefüge dynamisch rekristallisiert ist.

Die grundlegenden Ansätze zur Beschreibung der dynamischen Rekristallisation sind von Luton [126], Sellars [127], Carbrere [128], Serajazade [129], Senuma [130] und Yada [131] entwickelt worden. In Tabelle 8 sind die genannten Ansätze zusammengestellt.

Tabelle 8: Häufige Ansätze zur Beschreibung der dynamischen Rekristallisation

Autor	Charakteristische Kenngröße	Dynamische Rekristallisation	
Luton [126]	φ_c	$X_{DRX} = 1 - \exp \left[-2,996 \left(\frac{\varphi - \varphi_c}{\dot{\varphi}} \right)^n \right]$	(41)
Sellars [127]	φ_s, φ_c	$X_{DRX} = 1 - \exp \left[-2,996 \left(\frac{\varphi - \varphi_c}{\varphi_s - \varphi_c} \right)^m \right],$ $\varphi_s = k_1 d_0^{k_2} Z^{k_3},$ $\varphi_c = c_1 d_0^{c_2} Z^{c_3},$ wobei k_1 bis k_3 und c_1 bis c_3 die empirischen werkstoffabhängigen Koeffizienten sind.	(42)
Carbere et al. [128] und Serajzadeh et al. [129]	φ_{max}	$X_{DRX} = 1 - \exp \left[-k \left(\frac{\varphi - \varphi_c}{\varphi_{max}} \right)^n \right],$ $\varphi_c = 0,8 \varphi_{max},$ wobei k und n die empirischen werkstoffabhängigen Koeffizienten sind.	(43)
Senuma [130] und Yada [131]	$\varphi_{0,5}$	$X_{DRX} = 1 - \exp \left[-k \left(\frac{\varphi - \varphi_c}{\varphi_{max}} \right)^n \right],$ $\varphi_{0,5} = A d_0^r \dot{\varphi}^p \exp \left(\frac{Q_{DRX}}{RT} \right),$ wobei A, r, p die werkstoffabhängigen Konstanten, Q_{DRX} die Aktivierungsenergie, die zu 50 % dem dynamisch entfestigten Anteil entspricht, sind.	(44)

Der mittlere Durchmesser der dynamisch rekristallisierten Körner wird durch die Umformgeschwindigkeit und die Umformtemperatur beeinflusst. In [132] wird festgestellt, dass die dynamisch rekristallisierten Körner von der Ausgangskorngröße unabhängig sind. Sakai und Jonas [133] betrachten die Abhängigkeit von der Ausgangskorngröße, da der rekristallisierte Anteil in ihrem Modell für die dynamische Rekristallisation auf dem keimwachstumskontrollierten Verhalten basiert.

In der Regel wird der mittlere Durchmesser der dynamisch rekristallisierten Körner mit Hilfe von den empirisch-phänomenologischen Ansätzen beschrieben. Die Ansätze berücksichtigen lediglich die Abhängigkeit von den Prozessparametern wie Umformgeschwindigkeit und -temperatur. Die Formulierung lautet wie folgt:

$$d_{DRX} = d_1 Z^{d_2}, \quad (45)$$

wobei d_1 und d_2 die werkstoffabhängigen Konstanten, die anhand von Messwerten aus metallografischen Untersuchungen ermittelt werden, Z der Zener-Hollomon Parameter ($Z = \dot{\varphi} (Q_{DRX}/RT)$), Q_{DRX} die Aktivierungsenergie für die dynamische Rekristallisation, R die universelle Gaskonstante [$\text{kg m}^2 \text{s}^{-2} \text{mol}^{-1} \text{K}^{-1}$], T die Temperatur [K] und $\dot{\varphi}$ die Umformgeschwindigkeit [s^{-1}] sind.

2.6.1.2 Modelle zur metadynamischen Gefügeentwicklung

Die Modelle zur Beschreibung der metadynamischen Rekristallisation (MDRX) basieren auch auf dem JMAK Ansatz. Hierfür wird die Zeit $t_{0,5}$ ermittelt, da die Phänomene wie die Keimbildung und das Keimwachstum zu Grunde liegen. Die Zeit $t_{0,5}$ bezeichnet den Ablauf von 50% der MDRX. Die Formulierung der Kinetik für die metadynamische Rekristallisation stellt die Gleichung (46) dar:

$$X_{MDRX} = 1 - \exp \left[-0,693 \left(\frac{t}{t_{0,5}} \right)^n \right], \quad (46)$$

wobei n die werkstoffabhängige Konstante, t die Zeit, $t_{0,5}$ die Zeit, bei der 50 % durch die MDRX rekristallisiert wird, sind.

Außerdem wird die $t_{0,5}$ Zeit betrachtet, indem der Einfluss von unterschiedlichen Prozessparametern berücksichtigt wird. Der Einfluss des Umformgrads wird vernachlässigt. Dies ist auf die aufwendige Erfassung des Einflusses seitens des Umformgrads durch die metallografische Analyse zurückzuführen. Demgegenüber werden die Umformgeschwindigkeit und -temperatur zur Beschreibung der $t_{0,5}$ Zeit eingesetzt. Die Gleichungen (47) - (48) stellen solche Formulierungen dar:

$$t_{0,5} = A \dot{\varphi}^p \exp \left(\frac{Q_{MDRX}}{RT} \right), \quad (47)$$

$$t_{0,5} = CZ^S \exp \left(\frac{Q_{MDRX}}{RT} \right), \quad (48)$$

wobei A , p , C und S die werkstoffabhängigen Konstanten, Z der Zener-Hollomon Parameter, Q_{MDRX} die Aktivierungsenergie der metadynamischen Rekristallisation und R die universelle Gaskonstante ($R = 8,314 \text{ [kg m}^2 \text{ s}^{-2} \text{ mol}^{-1} \text{ K}^{-1}]$) sind.

In der Arbeit von Roucoules et al. [134] wird der mittlere Durchmesser der metadynamisch rekristallisierten Körner in Abhängigkeit von der Umformgeschwindigkeit und -temperatur beschrieben. Der Umformgrad und der mittlere Durchmesser des Ausgangskornes weisen hierzu keinen wesentlichen Einfluss auf. Es gilt hier:

$$d_{MDRX} = BZ^C, \quad (49)$$

wobei B , C die werkstoffabhängigen Konstanten, Z der Zener-Hollomon Parameter sind.

Die metadynamische Rekristallisation läuft ohne Inkubationszeit ab. Das ist auf das Bestehen von ausgebildeten Keimen während der dynamischen Rekristallisation zurückzuführen. Nach einer Inkubationszeit wird der Ablauf der statischen Rekristallisation parallel dazu initiiert. Deshalb weist der Umformgrad für die metadynamisch rekristallisierte Korngröße einen geringfügigen Einfluss auf. In der Literatur wird meistens der Einfluss der Pausenzeit auf den mittleren Durchmesser der metadynamisch rekristallisierten Körner D_{MDRX} vernachlässigt. Zur Berechnung der mittleren Durchmesser

der metadynamisch rekristallisierten Körner wird eine Formulierung in [135] vorgeschlagen, die die gewichteten Beiträge der dynamischen und metadynamischen Rekristallisation berücksichtigt:

$$\bar{d}_{MDRX}(t) = d_{DRX} + (d_{MDRX} - d_{DRX}) \cdot X_{MDRX}, \quad (50)$$

wobei D_{DRX} der mittlerer Durchmesser der dynamisch rekristallisierten Körner [μm], D_{MDRX} der mittlerer Durchmesser der metadynamisch rekristallisierten Körner [μm], X_{MDRX} der Anteil der metadynamischen Rekristallisation und t [s] die Zeit sind.

2.6.1.3 Modelle zur statischen Gefügeentwicklung

Die Kinetik der statischen Rekristallisation lässt sich ebenfalls basierend auf dem JMAK Ansatz beschreiben, der durch die folgende Gleichung (51) formuliert wird. Es gilt

$$X_{SRX} = 1 - \exp\left(C \left(\frac{t}{t_{0,5}}\right)^n\right), \quad (51)$$

wobei t die Pausenzeit nach der Umformung [s], $t_{0,5}$ die Pausenzeit [s], bei dem der statisch rekristallisierte Anteil 50% beträgt, C, n der werkstoffabhängige Koeffizient (n ist in der Regel zwischen 1,5 und 2) sind.

Die Einflussgrößen, die die Kinetik der statischen Rekristallisation beeinflussen, werden in der Literatur reichlich untersucht. Sie sind zusammenfassend in [136] aufgelistet. Dazu gehören:

- Umformgrad;
- Temperatur;
- Ausgangskorngröße;
- Ausscheidungen;
- Pausenzeit.

Die Berücksichtigung dieser Einflüsse findet in der Formulierung der $t_{0,5}$ Zeit statt, die 50% der statischen Rekristallisation bezeichnet. Die $t_{0,5}$ Zeit wird durch die Gleichung (52) formuliert:

$$t_{0,5} = g_1 \varphi^{g_2} d_0^{g_3} \exp\left(\frac{Q_{SRX}}{RT}\right) \dot{\varphi}^{g_4}, \quad (52)$$

wobei g_1-g_4 die werkstoffabhängigen Koeffizienten, Q_{SRX} die Aktivierungsenergie für die statische Rekristallisation, d_0 der mittlere Durchmesser des Ausgangskorns [μm], φ der Umformgrad [-], $\dot{\varphi}$ die Umformgeschwindigkeit [s^{-1}] und R die universelle Gas-konstante sind.

In der Arbeit [80] sind unterschiedliche Ansätze zur Vorhersage des mittleren Durchmessers der statisch rekristallisierten Körner zusammengestellt, die in Abhängigkeit

vom Umformgrad, der Umformgeschwindigkeit, der Temperatur und der Ausgangskorngröße beschrieben werden. Die am häufigsten genutzte Gleichung in der Literatur hierfür lautet:

$$d_{SRX} = C_1 + C_2 \varphi^m \dot{\varphi}^n d_0^i \exp\left(\frac{-Q_{SRX}}{RT}\right), \quad (53)$$

wobei C_1, C_2 die werkstoffabhängige Konstante, φ der Umformgrad [-], $\dot{\varphi}$ die Umformgeschwindigkeit [s^{-1}], d_0 der mittlere Durchmesser des Ausgangskorns [μm], Q_{SRX} die Aktivierungsenergie für die statische Rekristallisation, R die universelle Gaskonstante und T die Temperatur [K] sind.

In der Literatur findet man die vereinfachte Form der Gleichung zur Berechnung des mittleren Durchmessers der statisch rekristallisierten Körner [137], die wie folgt formuliert wird:

$$d_{SRX} = s_1 \varphi^{s_2} d_0^{s_3} Z^{s_4}, \quad (54)$$

wobei $s_1 - s_4$ die werkstoffabhängigen Konstanten, die auf den Ergebnissen aus der metallografischen Analyse basieren, φ der Umformgrad [-], d_0 der mittlere Durchmesser des Ausgangskorns [μm] und Z der Zener-Hollomon Parameter sind.

2.6.1.4 Modelle zum Kornwachstum

Nach dem vollständigen Abschluss der Rekristallisation findet im Werkstoff während einer Haltezeit bei erhöhten Temperaturen ein Kornwachstum statt. Das Kornwachstum wird durch die Bewegung der Korngrenzen verursacht [121]. Diese führt zur Vergrößerung des Gefüges. Die Beschreibung des Kornwachstums lässt sich gemäß der Gleichung (55) formulieren:

$$d_{KW}^n = d_0^n + \lambda t \exp\left(\frac{-Q_{KW}}{RT}\right), \quad (55)$$

wobei Q_{KW} die Aktivierungsenergie für das Kornwachstum, λ die werkstoffabhängige Konstante, n der Kornwachstumsexponent, d_0 der mittlere Durchmesser der Ausgangskörner vor dem Beginn des Kornwachstums [μm] und R die universelle Gaskonstante sind.

2.7 Zusammenfassung der Literaturerkenntnisse

Das Warmband lässt sich in unterschiedlichen Warmbandanlagen herstellen. Die Art des Warmwalzens und die Walzstrategie hängen von dem gewalzten Material und der erwarteten Jahresproduktion ab. Zur Prozessauslegung und zur Erzielung der angeforderten mechanischen Eigenschaften sind Kenntnisse über die Temperaturentwicklung und den Umformablauf in den einzelnen Prozessschritten erforderlich. Die Temperatur- und Umformmodelle können für die Steuerung der Gefügeentwicklung während der Warmumformung eingesetzt werden. Diese ermöglichen die Vorhersage der

resultierenden mechanischen Eigenschaften des Halbzeuges. Dies gilt hauptsächlich für die Warmbandherstellung auf den teil- bis vollkontinuierlichen Warmbandanlagen. Zum heutigen Zeitpunkt ist die prozessübergreifende Modellierung des reversierenden Warmbandwalzens, d.h. mit der Ab- und Aufwicklung der Coils mit mehrstufiger reversierender Umformung, insbesondere für die Nichteisenmetalle, noch nicht vollumfänglich möglich.

Die Literaturstudie hat gezeigt, dass für das Warmband eine Vielfalt thermischer Modelle zur Berechnung der Temperaturentwicklung im Walzspalt, beim Transport bzw. beim Abkühlen auf der Kühlstrecke vorhanden ist. Das trifft allerdings für das Warmwalzen auf großen Anlagen zu, die in den letzten Stufen des Prozesses einen kontinuierlichen Betrieb besitzen. Die Erkenntnisse aus den in der Literatur vorhandenen Modellen können bei der Aufstellung des prozessübergreifenden Modells für die Temperaturberechnung beim reversierenden Warmwalzen einfließen. Das reversierende Warmwalzen zeichnet sich durch mehrfaches Ab- und Aufwickeln der Coils aus. Die Temperaturverfolgung während des reversierenden Warmwalzens erfordert die Berücksichtigung der Geometrieänderung der Coils beim Warmwalzen infolge des Ab- und Aufwickelns.

Die Erkenntnisse in der Literatur über die Modellierung der Temperaturentwicklung während des Warmwalzens, Kühlens auf dem Auslaufrollgang sowie des Wickelns des Coils sind hauptsächlich für die kontinuierliche Warmbandherstellung von verschiedenen Autoren erarbeitet worden. Dabei handelt es sich vornehmlich um Arbeiten zum Werkstoff Stahl. Das Abkühlen des Coils bis auf Raumtemperatur ist auch in der Literatur behandelt worden. Zahlreiche Autoren haben das Coil als Hohlzylinder und nicht als aufgewickeltes Band betrachtet. Dabei ist der Vorgang des reversierenden Walzens außer Acht gelassen worden, obwohl er für das Warmwalzen von Nichteisenmetallen häufig ist.

Die in der Literatur vorgestellten 2D Modelle für Coil sind unter vereinfachten Annahmen entwickelt worden. Die vereinfachten Annahmen betreffen vor allem die Beschreibung des Kontaktbereichs zwischen den einzelnen Windungen im Coil. Die genaue Ermittlung der Kontaktbereichsparameter ist jedoch mit großem Aufwand verbunden. Insbesondere weisen diese Modelle eine Vielfalt von unbekanntem Parametern auf, welche als Konstante übernommen worden sind. Sie gelten häufig nur für einen bestimmten betrieblichen Vorgang.

Hinsichtlich der Ab- und Aufwickeloperationen vom Band zum Coil, die beim reversierenden Warmwalzen von Band notwendig sind, wurden in der Literatur keine Modelle gefunden. Zusammenfassend lässt sich schlussfolgern, dass bis heute dem reversierenden Warmwalzen wenig Aufmerksamkeit geschenkt worden ist. Das trifft sowohl für den thermischen Vorgang, der instationär ist, als auch auf die Kopplung der Temperaturentwicklung mit der Umformgeschichte und den Modellen für die Gefügeentwicklung zu. So lassen sich die Gefügevorgänge bei dieser Art des Warmwalzens bis jetzt kaum verfolgen und sind daher schlecht zu steuern.

Des Weiteren besteht der Bedarf an Kennwerten zur Beschreibung der Wärmeübertragung im Coil für Nichteisenmetalle und insbesondere für Magnesiumlegierungen.

Sie müssen im Zusammenhang mit den wiederholbaren Wickeloperationen der Coils beim reversierenden Warmwalzen ermittelt werden. Darauf aufbauend wird die Vorhersage der Temperaturentwicklung im Laufe des reversierenden Warmwalzens erst möglich. Danach kann die Temperaturentwicklung mit der Gefügeentwicklung gekoppelt werden.

3 Ziel der Arbeit

In Rahmen der Arbeit soll ein schnelles prozessübergreifendes numerisches Modell für die Temperaturentwicklung im Band beim reversierenden Warmwalzen mit Berücksichtigung der Bandab- und -aufwicklung vom Coil entwickelt werden. Die Prozesskette umfasst die Erwärmung des Coils im Ofen, das Abkühlen des Coils an der Luft beim Transport zum Wickelaggregat und das reversierende Warmwalzen mit den genannten Ab- und Aufwickelvorgängen des Coils während der mehrstufigen Umformung.

Das Temperaturmodell soll durch Kopplung mit schnellen Modellen für die Gefügeentwicklung während und nach der Umformung deren Simulation ermöglichen. Somit soll der Gefügezustand beginnend mit dem auf der Haspel aufgesetzten Coil und anschließend während des reversierenden Warmwalzens verfolgt werden. Die Simulation der Gefügeentwicklung soll im Postprocessing erfolgen.

Das gesamte Modell soll die lokalen Ereignisse im gewalzten Vorband beachten, welche sowohl für die Bandlänge (unterschiedliche Verweilzeiten im Coil) als auch für die Banddicke gelten soll. Somit wird die Möglichkeit geschaffen, die technologischen Einflüsse der Umformbedingungen, d.h. der Temperatur, der Umformgeschwindigkeit, der einzelnen Umformgrade und deren Folge, in ihren Auswirkungen auf die lokale Gefügeentwicklung während des reversierenden Warmbandwalzens zu ermitteln. Die Vorhersage des finalen Gefüges soll eine schnelle Abschätzung der mechanischen Eigenschaften vom Warmband ermöglichen.

Die Evaluierung des gesamten Modells soll am Beispiel des reversierenden Warmwalzens von Magnesiumband der Legierung AZ31 erfolgen. Hierfür werden Daten aus eigenen Walzversuchen verwendet. Zudem sollen auch die entsprechenden Koeffizienten für die Berechnung der Temperaturentwicklung bestimmt werden. Speziell wird die radiale Wärmeübertragung im Coil, d.h. der äquivalente Wärmeleitkoeffizient, betrachtet. Die Besonderheit des Vorbandes aus der Legierung AZ31 ist auf die Herstellung durch das Gießwalzen zurückzuführen.

Das zu entwickelnde Temperaturmodell mit der Möglichkeit der Verfolgung der Gefügeentwicklung soll einen allgemeinen Charakter haben und für das reversierende Warmbandwalzen verschiedener Werkstoffe (u.a. Aluminium, Kupfer usw.) einsetzbar sein. Die entsprechenden Randbedingungen und Koeffizienten sind in Abhängigkeit vom Werkstoff zu verändern.

4 Konzept und Struktur

Der Aufbau des Gesamtmodells ist mit Arbeiten verbunden, die sich in mehrere Blöcke einordnen lassen. Die Themenblöcke befassen sich mit den folgenden Aufgabenstellungen:

- Entwicklung des numerischen Modells für die Temperaturentwicklung beginnend beim Wärmen über das mehrstufige reversierende Warmwalzen bis zum Kühlen des Coils nach dem Walzen;
- Ermittlung der Koeffizienten für den Wärmetransport vom Band in verschiedenen Etappen der gesamten Prozesskette;
- Berechnung der Gefügeentwicklung im Postprocessing basierend auf den berechneten Temperatur- und Umformungsdaten;
- Evaluierung des Modells unter Nutzung von Messdaten der realen Prozesse, beginnend vom Wärmen des Coils im Umwälzluftofen bis zum reversierenden Warmwalzen einschließlich der Abkühlung des Coils bis auf Raumtemperatur.

Die oben genannten Arbeiten sind zum Teil parallel realisiert worden, um die Plausibilität der Ergebnisse der numerischen Arbeiten zu überprüfen.

Der erste Block, der die Hauptaufgabe der Arbeit darstellt, befasst sich mit der **Entwicklung eines gesamten thermischen Modells** für das reversierende Warmwalzen (siehe Kap. 5). Dazu werden einzelne prozessübergreifende thermische Modelle mit deren Annahmen und Randbedingungen entwickelt. Der Aufbau des gesamten Modells ist in Kap. 5.1 gezeigt worden.

Im zweiten Block (Experimenteller Teil, siehe Kap. 6) werden die **Versuche** zur Temperaturmessung in den einzelnen Phasen der Prozesskette und die Vorgehensweise zur Ermittlung der Koeffizienten für die Wärmeübertragung beschrieben. Darüber hinaus wird der Einfluss der Parameter wie Temperatur, Dicke und Druck sowie deren Auswirkung auf die Wärmeübertragung im Coil analysiert. Die Ermittlung der Koeffizienten erfolgt mit einer Methode der Parameteridentifikation, welche auf der Lösung des direkten Problems mittels FEM und einem Optimierungsverfahren beruht.

Die Kopplung der numerischen Simulation der Temperatur- und Gefügeentwicklung beim reversierenden Warmwalzen wird im dritten Block (siehe Kap. 7) dargestellt. Die Modelle zur Beschreibung der Gefügeentwicklung für die Magnesiumlegierung AZ31 während der dynamischen, metadynamischen und statischen Rekristallisation und des Kornwachstums als auch die damit verbundene Entwicklung der rekristallisierten Körner werden in Abhängigkeit von den technologischen Parametern beschrieben und sind der Literatur entnommen [138].

Abschließend werden im vierten Block (siehe Kap. 8) die **Ergebnisse der numerischen Simulation mit den Ergebnissen der Messungen verglichen**. Die Software wird für die Ermittlung von Einflüssen der Umformbedingungen auf die Temperatur- und Gefügeentwicklung beim reversierenden Warmbandwalzen eingesetzt. Es wird aufgezeigt, wie sich die Bedingungen auf die Entwicklung der Temperatur und des Gefüges auswirken.

In allen Phasen der experimentellen Arbeit erfolgten metallografische Untersuchungen des Gefüges, dessen dazugehörige Proben nach der Erwärmung, dem Warmwalzen und der Abkühlung des Coils auf Raumtemperatur entnommen worden sind.

Zum besseren Verständnis wird in den einzelnen Blöcken die Vorgehensweise mit beschrieben.

5 Entwicklung eines gesamten thermischen Modells

In den nachfolgenden Unterkapiteln 5.1 bis 5.8 werden die Randbedingungen, die Herangehensweise bei der Software-Entwicklung (einzelne Teilmodelle) und das Ergebnis, d.h. die entstandene Software, beschrieben.

5.1 Konzept der Modellierung

Die Modellierung wird modular gestaltet, um möglichst viele Freiheitsgrade zur Verfügung zu stellen. Das prozessübergreifende thermische Modell wird am Beispiel des reversierenden Warmwalzens der Magnesiumlegierung AZ31 entwickelt, wobei insbesondere der Ab- und Aufwickelvorgang des Coils berücksichtigt wird. Die Abbildung 21 stellt die gesamte Prozesskette für die Magnesiumbandherstellung dar. Der zu modellierende Bereich der Prozesskette ist mittels der Markierung hervorgehoben. Dieser umfasst das Wärmen des Coils in einem Luftumwälzofen, die Abkühlung des Coils an der Luft beim Transport zum Coiler (Haspel) und das reversierende Warmwalzen des Bandes sowie die Ab- und Aufwickelvorgänge des Coils.

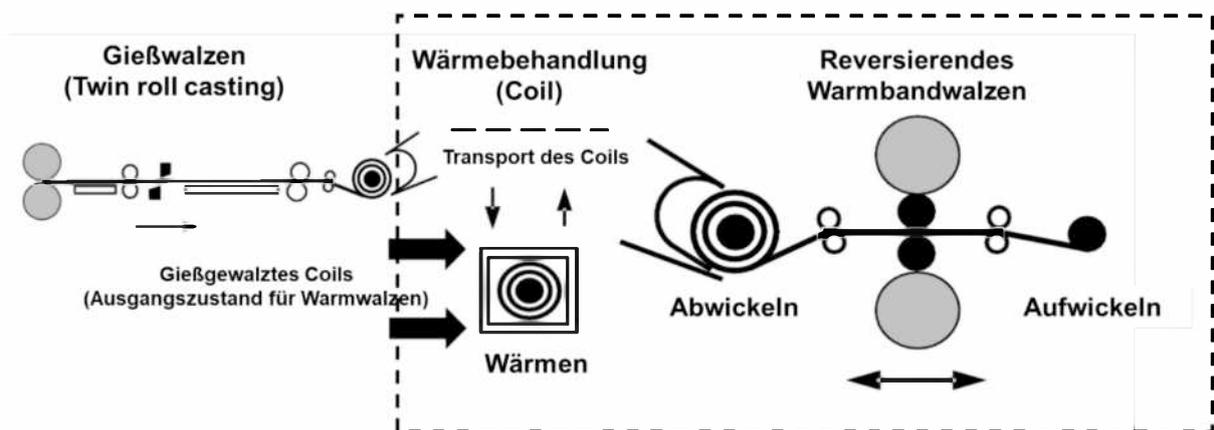


Abbildung 21: Gesamte technologische Pilot-Prozesskette zur Herstellung des Magnesiumbandes am Institut für Metallformung der Technischen Universität Bergakademie Freiberg

Die Implementierung des Modells erfolgt unter Nutzung der FEM Bibliothek OOPDE [139] in MATLAB, welche die numerischen Verfahren und die Gittergenerierung beinhaltet. Aufgrund des objektorientierten Ansatzes wurden im Zuge der Arbeit einzelne technologische Schritte als Klassen programmiert. Zur Beschreibung der Randbedingungen wurden die temperatur- und werkstoffabhängigen Koeffizienten in diese Klassen integriert. Die Verknüpfung der Klassen ermöglicht, die Ergebnisse des vorherigen Schrittes als Ausgangszustand für den nächsten Schritt zu nutzen. Diese Klassen bieten die Option der benutzerdefinierten Änderung der Reihenfolge an. Die einzelnen Klassen umfassen die folgenden Schritte:

- Wärmen des Coils in einem Luftumwälzofen;
- Abkühlen des Coils beim Transport vom Ofen bis zur Haspel
- Reversierendes Warmwalzen mit

- Abkühlen des Coils beim Ab- und Aufwickeln;
- Abkühlen des Bandes bei der Bewegung zwischen dem Coil und dem Walzspalt;
- Abkühlen des Bandes durch den Kontakt mit den Arbeitswalzen;
- Aufwärmen des Bandes infolge der plastischen Umformung innerhalb des Walzspaltes.

Abbildung 22 stellt den Aufbau der gesamten Modellierung, die Verknüpfung zwischen einzelnen Klassen (Teilmodelle) sowie die entwickelten Arbeiten im Rahmen dieser Dissertation dar. Die FEM Bibliothek OOPDE stellt die numerischen Methoden zur Lösung der nichtlinearen parabolischen Diffusionsgleichung (siehe Kap. 5.2) zur Temperaturberechnung sowie die Klassen zur Erstellung der Gitter zur Verfügung.

Der Grundbaustein der prozessübergreifenden Modellierung des reversierenden Warmwalzens ist die Coil Klasse (Coil Modell). Diese wird in jedem Prozessschritt, d.h. das Wärmen und Abkühlen des Coils und das reversierende Warmwalzen, eingesetzt. Somit wird in der Modellierung zwischen einzelnen Prozessschritten mit Hilfe der Coil Klasse eine prozessübergreifende Verknüpfung gewährleistet.

Durch diese Verknüpfung wird die Information über das Gitter und die Lösung des vorherigen Schrittes in das nachfolgende Teilmodell übertragen. Beim reversierenden Warmwalzen wird die Coil Klasse mit den Ansätzen zur Modellierung der Bandab- und -aufwicklung verknüpft, die im Zuge der Arbeit erstmalig erarbeitet wurde. Der Einfluss der Umformwärme in Abhängigkeit von der Umformgradverteilung über die Banddicke im Walzspalt wird durch einen datenbasierten Ansatz [70] berücksichtigt.

Durch den hierarchischen Aufbau der Klassen können sowohl 2D als auch 3D Simulationen durchgeführt werden. Die 2D Formulierung gilt für die Berechnung der Temperatur in der Mitte des Warmbandes. Die 3D Formulierung ermöglicht die Bewertung der Temperatur in der Bandbreite des Bandes.

Die berechneten Temperaturen werden anschließend für die Gefügeberechnung im Postprocessing genutzt. Dafür wurden in der Arbeit spezielle Subroutinen zur Berechnung und Auswertung des Gefüges in Abhängigkeit von den Walzbedingungen programmiert, in welchen auch die Ansätze für die Gefügeentwicklung der Magnesiumlegierung AZ31 integriert wurden.

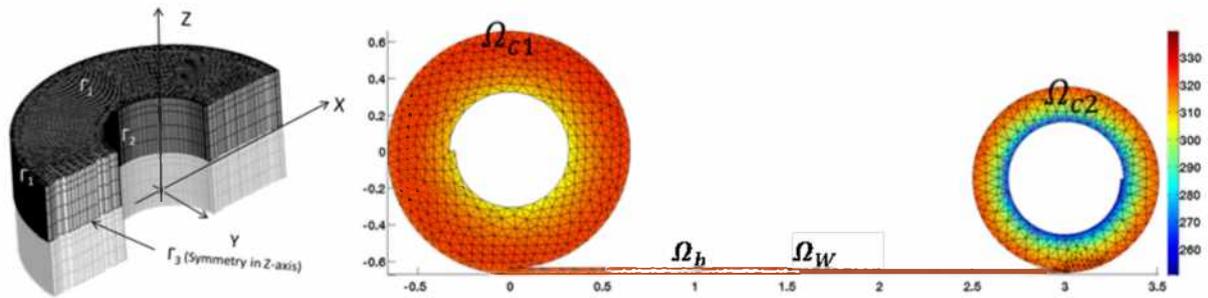


Abbildung 23: Gesamtmodell mit den genannten Randbedingungen

Die mathematische Grundlage für die Temperaturberechnung ist die Fouriersche Differentialgleichung für die instationäre Wärmeleitung. Die partielle Differentialgleichung in kartesischen Koordinaten lautet [140]:

$$\nabla \cdot (K \nabla T) + \dot{Q} = \rho(T) c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t}, \quad \text{auf } \Omega$$

wobei T die Temperatur [°C], t die Zeit [s], $K \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ die Matrix zur Beschreibung der richtungs- und temperaturabhängigen Wärmeleitung [W/m K], ρ die temperaturabhängige Dichte [kg/m³], c_p die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität [J/kg K] und \dot{Q} die erzeugte Wärme infolge der plastischen Umformung [W] sind.

Die Matrix K beschreibt die richtungsabhängige Wärmeleitung des Körpers, welche später für das Coil und das Band unterschiedlich definiert wird. Eine isotrope Wärmeleitungsmatrix K_{xyz} kann wie folgt formuliert werden:

$$K_{xyz} = \begin{bmatrix} \kappa_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \kappa_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & \kappa_{zz} \end{bmatrix}, \quad (56)$$

wobei κ_{xx} , κ_{yy} , κ_{zz} orts- und temperaturabhängige Funktionen sind.

Für die Simulation des Wärmetransportes im Coil wird ein anisotropes Wärmeleitungsmodell verwendet.

Um die richtungsabhängige Wärmeleitungsmatrix für das Coil zu definieren, ist die Koordinatensystemumwandlung von zylindrischen in kartesische Koordinaten in Bezug auf die Drehung um die Hauptachse Z mit dem Winkel von $\alpha_z \in [0, 2\pi]$ zu berücksichtigen. Diese lässt sich formulieren als:

$$[K] = [Q_z][K_{xyz}][Q_z]^T, \quad (57)$$

wobei K_{xyz} die isotrope Wärmeleitungsmatrix, Q_z die Matrix, die die Transformation vom zylindrischen zum kartesischen Koordinatensystem beschreibt, sind.

Es ergibt sich die folgende Matrix:

$$Q_Z = \begin{bmatrix} \cos \alpha_Z & -\sin \alpha_Z & 0 \\ \sin \alpha_Z & \cos \alpha_Z & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (58)$$

Die Gleichungen (57) und (58) ergeben die Wärmeleitungsmatrix für das Coil:

$$K_{Coil} = \begin{pmatrix} \kappa_{xx} \cos^2 \alpha_Z + \kappa_{yy} \sin^2 \alpha_Z & \kappa_{xx} \cos \alpha_Z \sin \alpha_Z + \kappa_{yy} \cos \alpha_Z \sin \alpha_Z & 0 \\ \kappa_{xx} \cos \alpha_Z \sin \alpha_Z + \kappa_{yy} \cos \alpha_Z \sin \alpha_Z & \kappa_{yy} \cos^2 \alpha_Z + \kappa_{xx} \sin^2 \alpha_Z & 0 \\ 0 & 0 & \kappa_{zz} \end{pmatrix}, \quad (59)$$

wobei $\kappa_{zz} = \kappa_{yy} = \kappa_{Mg}$ die Wärmeleitfähigkeit des Magnesiums, κ_{xx} die äquivalente Wärmeleitfähigkeit in Bezug auf die Umdrehung um die Z Achse sind.

Die Wärmeleitung im Band ist isotrop. Sie entspricht der Wärmeleitung des homogenen Materials. Auf dem Gebiet des Bandes ist die Matrix Q_Z gleich der Einheitsmatrix I_n , ($Q_Z = I_n$). Die Wärmeleitungsmatrix für das Band wird wie folgt definiert:

$$K_{Band} = \begin{pmatrix} \kappa_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \kappa_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & \kappa_{zz} \end{pmatrix}, \quad (60)$$

wobei $\kappa_{xx} = \kappa_{yy} = \kappa_{zz} = \kappa_{Mg}$ der Wärmeleitkoeffizient des Werkstoffes ist.

Die partielle Differentialgleichung wird unter Beachtung der aktuellen Randbedingungen durch die finiten Elemente im Ort semi-diskretisiert.

Nach der Diskretisierung des Gebiets Ω und den Randbedingungen Γ_l durch die finiten Elemente erhält man zum Schluss ein semi-diskretes Problem, welches gelöst werden muss. Das semi-diskrete Problem wird in der Gleichung (61) formuliert. Die Einzelheiten sind in [141–143].

$$D \frac{\partial T}{\partial t} + \left(K(T) + \sum_{l=1}^{n_{Rbd}} H_l \right) T = \sum_{l=1}^{n_{Rbd}} G_l + Q \quad (61)$$

wobei K die Steifigkeitsmatrix, D die Massenmatrix, Q der Vektor der Wärmequelle, H_l der Vektor, G_l die Matrix entsprechend der Randbedingungen Γ_l sind.

Das resultierende System von gewöhnlichen Differentialgleichungen (ODE) wird mittels impliziter Verfahren der Backward Differentiation Formulas (BDF) Klasse gelöst. Dabei wird die nichtlineare gewöhnliche Differentialgleichung (GDGL) linearisiert. Für das BDF-1 Verfahren wird beispielsweise statt des nichtlinearen Problems das linearisierte Problem gelöst. Dieses lässt sich damit rechtfertigen, dass $K(T_n) \approx K(T_{n+1})$ für $T_n \approx T_{n+1}$ gilt.

$$D(T_{n+1} - T_n) + \delta t_n \left(K(T_n) + \sum_{l=1}^{n_{Rbd}} H_l \right) T_{n+1} - \delta t_n \left(\sum_{l=1}^{n_{Rbd}} G_l + Q \right) = 0 \quad (62)$$

Die detaillierte Beschreibung des FE Ansatzes ist in der Dokumentation der Bibliothek OOPDE enthalten [131]. Die Anfangsbedingungen werden jeweils von dem vorherigen Schritt der Prozesskette übernommen.

Für die Lösung der linearen Gleichungssysteme wird das Verfahren der konjugierten Gradienten mit symmetrischer Vorkonditionierung (PCG) mit unvollständiger Cholesky-Zerlegung (ICHOL) verwendet. Dieser Verfahren ist iterativ und wesentlich effizienter als das direkte Verfahren, z.B. Gauß-Eliminierung.

5.3 FEM Randbedingungen

Die Lösung eines prozessübergreifenden Problems erfordert die Definition der prozessspezifischen Randbedingungen der einzelnen Schritte. In Tabelle 9 sind diese Randbedingungen zusammengestellt. Da die Temperatur bei der Erwärmung des Coils und im Laufe des reversierenden Warmwalzens stets unter 500 °C ist, wird die Wärmeübertragung durch Strahlung im Modell vernachlässigt. Nachfolgend werden die Randbedingungen für die einzelnen Prozessschritte beschrieben.

Tabelle 9: Zusammenstellung der prozessspezifischen Randbedingungen

Prozess	Vorgang	Art der WÜ	Rbd	Charakter. Größe
Wärmen im Ofen	Wärmen des Coils im Luftumwälzofen	gezwungene Konvektion	Robin Rbd	WÜK
Transport des Coils	Abkühlen an der Luft	freie Konvektion	Robin Rbd	WÜK
Ab- und Aufwickeln des Coils	Abkühlen an der Luft während der Wickeloperation	freie Konvektion	Robin Rbd	WÜK
Bandbewegung beim Warmwalzen	Abkühlen des Bandes während der Bewegung	freie Konvektion	Robin Rbd	WÜK
Walzspalt	Kontakt der Bandoberfläche mit den Arbeitswalzen	Wärmeleitung	Robin Rbd	WÜK

WÜ - Wärmeübertragung; Rbd - Randbedingung; WÜK - Wärmeübergangskoeffizient

Erwärmung des Coils im Ofen

Die Erwärmung des Coils findet in einem Luftumwälzofen statt. Dabei wird das Coil durch die Umwälzung der heißen Luft infolge der gezwungenen Konvektion erwärmt. Im Rahmen der Modellierung wird auch angenommen, dass sich die Temperatur in der Ofenkammer gleichmäßig mit der Zeit ändert. Die Erwärmung des Coils wird mithilfe eines Wärmeübergangskoeffizienten beschrieben. Dieser Wärmeübergangskoeffizient lässt sich basierend auf den Temperaturmessungen der Temperatur des Ofens

und Coils mittels inverser Methode bestimmen. Die Temperatur im Ofen und im Coil wurde mit Thermoelementen während des Wärmzyklus gemessen.

Zur Beschreibung des konvektiven Vorgangs im Ofen wird eine Robin Randbedingung an den Randsegmenten des Coils verwendet. Es gilt hier:

$$n \cdot (K_{xyz} \nabla T) = -h_l (T - T_{\Gamma_l}), \quad \text{auf } \Gamma_l, l = 1, \dots, n_{Rbd} \quad (63)$$

wobei h_l der Wärmeübergangskoeffizient zur Erwärmung des Coils im Ofen, welcher an verschiedenen Randsegmenten Γ_l vom Coil wirkt [$\text{W/m}^2 \text{K}$], T die Temperatur der Ofenkammer [$^{\circ}\text{C}$], T_{Γ_l} die Temperatur des Randsegments Γ_l des Coils [$^{\circ}\text{C}$] und n den äußeren Normalvektor der Randbedingung sind.

Abkühlung des Coils und des Bandes an der Luft

Beim Warmwalzen kühlt sich das Band durch Konvektion und Strahlung ab. Die Strahlung wird in dieser Arbeit aufgrund einer Arbeitstemperatur von unter 500°C und der gespiegelten Magnesiumoberfläche nicht berücksichtigt. Die Art der Konvektion wird durch die Bandgeschwindigkeit bestimmt. Das kontinuierliche Warmwalzen findet bei hohen Walzgeschwindigkeiten bis über 20 m/s statt, so dass die Abkühlung durch die erzwungene Konvektion erfolgt. Beim reversierenden Warmwalzen ist die Walzgeschwindigkeit jedoch niedriger. Im Falle des reversierenden Warmwalzens befindet sich diese im Bereich von $0,2 \text{ m/s}$ bis 7 m/s . Dies gilt sowohl für das Aluminium- als auch für das Magnesiumwalzen im Reversierbetrieb. Daher wird die Annahme getroffen, dass die Abkühlung des Bandes und des Coils beim Walzvorgang durch die freie Konvektion in der Modellierung beschrieben wird.

Das Abkühlungsverhalten der Magnesiumoberfläche an der Luft wird durch eine Robin Randbedingung formuliert (siehe Gleichung (63)), indem h_l der Wärmeübergangskoeffizient zum Abkühlen des Bandes und des Coils an der Luft ist.

Wärmeaustausch zwischen dem Walzgut und den Arbeitswalzen im Walzspalt

Der Wärmeaustausch zwischen dem Walzgut und den Arbeitswalzen im Walzspalt wird durch den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten beschrieben. Dazu wird der Wärmeübergangskoeffizient durch ein Polynom der zweiten Ordnung wie in [144] formuliert. Der Wärmeaustausch wird auch mit Hilfe einer Robin Randbedingung formuliert (siehe Gleichung (63)). Dabei bezeichnet h_l den Wärmeübergangskoeffizienten für den Wärmeaustausch des Walzgutes beim Kontakt mit den Arbeitswalzen.

Umformwärme im Walzspalt

Neben der Abkühlung durch den Kontakt des Walzgutes mit den Arbeitswalzen wird die Wärme infolge der plastischen Umformung im Walzspalt erzeugt. Der Betrag der Umformwärme im Walzspalt hängt von den lokalen Umformgraden über die Höhe des Warmbandes ab, wobei die Inhomogenität der lokalen Umformgrade mit steigender Warmbanddicke zunimmt. Die lokale Verteilung des Umformgrads im Walzspalt wird

beruhend auf dem beschriebenen Ansatz in [70] berechnet (siehe Kapitel 2.2.3.1). Die erzeugte Umformwärme im Walzspalt wird gemäß der folgenden Gleichung kalkuliert:

$$\dot{Q}_U = 0,95 \cdot k_f(\varphi, \dot{\varphi}, T) \cdot \dot{\varphi} \quad (64)$$

wobei $k_f(\varphi, \dot{\varphi}, T)$ die Fließspannung in Abhängigkeit von dem Umformgrad φ , der Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ [s^{-1}] und der Temperatur T [$^{\circ}\text{C}$] sind.

5.4 Randbedingungen des reversierenden Warmwalzens von Magnesiumlegierungen

Magnesium und kommerzielle Magnesiumknetlegierungen (z.B. AZ31) haben in den meisten Fällen ein **hexagonal dicht gepacktes (hdp)** Gitter. Dieses kristallografische Gitter weist eine eingeschränkte Umformbarkeit bei Raumtemperatur auf. Es setzt in der Regel eine Warmumformung voraus. Ein solches Verhalten ist auf die begrenzte Anzahl an verfügbaren Gleitsystemen zurückzuführen. Bei höheren Temperaturen über 225°C weist Magnesium ein gutes und duktileres Umformverhalten auf [145]. Oberhalb der genannten Temperatur werden weitere Gleitsysteme aktiviert. Das Warmwalzen von Magnesium und den meisten Magnesiumlegierungen erfolgt daher bei Temperaturen über 225°C .

Beim reversierenden Warmwalzen gelten dieselben Umformtemperaturen von über 225°C . In der Regel wird die Umformtemperatur von 275 bis 350°C gewählt. Um diese Umformtemperaturen zu sichern, muss das Vormaterial oberhalb von 350°C gewärmt werden. Das Ziel des Wärmens ist, einerseits das Erreichen der zulässigen Umformtemperatur und andererseits die Einstellung eines gleichmäßigen Gefügestandes. Im Falle von Nichteisenmetallen, z. B. Magnesium, ist im Rahmen des Wärmens noch eine Homogenisierung durchzuführen. Dies bedeutet, dass die vorhandenen Mikro- und Makroseigerungen aufgelöst werden sollen und gleichmäßig in der Matrix verteilt werden. Dies trifft auch auf das gießgewalzte Magnesiumvorband zu, das in Form von Coil vorliegt. Die maximale Wärmtemperatur ist aufgrund der Seigerungen auf 400°C im Falle der Legierung AZ31 begrenzt. Wird diese Temperatur überschritten, treten im Bereich der Seigerungen Aufschmelzungen auf.

Das reversierende Warmwalzen erfolgt am Institut für Metallformung der TU Bergakademie Freiberg auf einem Quarto-Reversiergerüst. Das Gerüst ist mit zwei Coiler ausgestattet. Die Walzgeschwindigkeit liegt im Bereich von $0,5$ bis $3,5$ m/s. Bei einem Walzdurchmesser von 350 mm und Walzstichen von 15 bis 40 % erfolgt die Umformung mit einer Umformgeschwindigkeit zwischen 10 s^{-1} und 100 s^{-1} . In der Abbildung 24 ist eine schematische Darstellung der Walzanlage mit den wesentlichen Abmessungen dargestellt. Die geometrischen Abmessungen eines Coils sind wie folgt auf dieser Anlage möglich auszuwalzen:

- Außendurchmesser: $1000 - 1200$ mm;
- Innendurchmesser: 600 mm;

- Vorband und Bandbreite: 600 - 700 mm;
- Vorbanddicke 5,5 - 5 mm
- Minimale Endbanddicke: 0,7 mm.

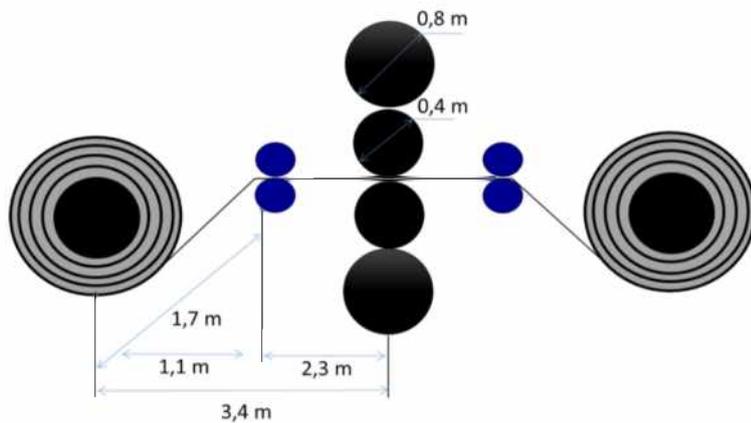


Abbildung 24: Schematische Darstellung der Walzanlage mit Abmessungen

5.5 Modellierungsannahmen

Die thermischen Modelle werden mit Hilfe der Finiten Elemente Methode (FEM) entwickelt. Hierfür sind die nachfolgend aufgelisteten Annahmen zu Grunde gelegt worden:

- Die gesamte Modellierung wird im kartesischen Koordinatensystem durchgeführt.
- Die Symmetrie in Richtung der Bandbreite wird genutzt.
- Der Wärmeleitkoeffizient im Coil ist richtungsabhängig.
- Die Oberflächenbeschaffenheit (gemessene Rauheit) entspricht dem Zustand im ganzen Coil.
- Der Druck im Coil in radialer Richtung wird mit Hilfe eines simplen empirischen Ansatzes bestimmt, d.h. ohne Berücksichtigung des Dickenquerprofils über die Bandbreite [109].
- Das Band hat eine konstante Banddicke über die Länge und Breite.
- Die Umformung im Walzspalt ist konstant über die Bandbreite.
- Die Reibungswärme wird im Walzspalt vernachlässigt.
- Der Einfluss der Schmiermittel wird im Walzspalt vernachlässigt.

5.6 Coil Modell

Die Modellierung des Coils erfolgt in der Arbeit in einem kartesischen Koordinatensystem, obwohl sich das Coil aus geometrischer Sicht in einem zylindrischen Koordinatensystem befindet. Der Grund dafür ist die Vermeidung der Transformation zwischen

den Koordinatensystemen in den nachfolgenden Schritten, wie beispielsweise Ab- und Aufwickelvorgang.

Darüber hinaus wird die geometrische Modellierung des Coils und Bandes in zwei Schritten implementiert. Zuerst wird die Geometrie in 2D erstellt (siehe Abbildung 25, Teilbild a (gelbe Fläche)), welche durch dreieckige Elemente diskretisiert wird. Die Diskretisierung wird mit Hilfe der vorhandenen Methoden in der OOPDE Bibliothek implementiert. Hierfür wird eine spezielle Vergitterung eingesetzt. Der Bereich der drei äußeren Windungen wird dabei feiner diskretisiert als der Bereich dazwischen.

Anschließend wird die 2D-Geometrie (x-y-Ebene) in Richtung der Bandbreite (z - Achse) in eine 3D-Geometrie extrudiert (siehe Abbildung 25, Teilbild b (blaue Fläche)). Durch das Extrudieren der dreieckigen Elemente entstehen 3D Prismen-Elemente. Die Anzahl der Elemente entlang des Extrudierens kann durch den Benutzer festgelegt werden.

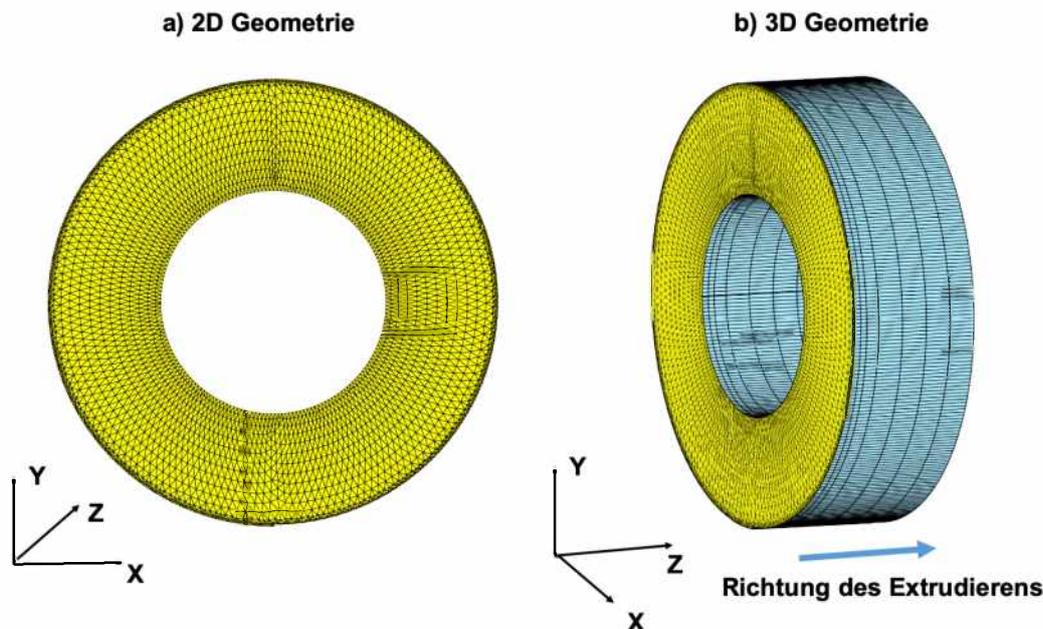


Abbildung 25: Geometrische Abbildung des Coils in 2D

Diese diskretisierten Geometrien in 2D und in 3D werden anschließend für die Berechnung der Temperatur im Coil und beim Ab- und Aufwickeln mit Hilfe der FEM eingesetzt.

5.7 Modellierung der Wickeloperation

Die Modellierung der Wickeloperation ist sehr komplex. Die Komplexität wird im Wesentlichen durch die sich verändernde Geometrie der beiden Coils im Laufe des reversierenden Warmwalzens verursacht. Das Volumen des abwickelnden Coils nimmt entsprechend dem Volumen des abgewickelten Bandes ab. Während des Aufwickelns findet dieser Vorgang umgekehrt statt.

Im Rahmen der Arbeit wurde eine neue (unkonventionelle) Herangehensweise zur Modellierung der Ab- und Aufwickelvorgänge entwickelt. Die Idee besteht darin, dass die

geometrische Modellierung der Wickeloperation und die Lösung des Temperaturproblems (Daten) getrennt betrachtet werden.

Abwickelvorgang

Die geometrische Modellierung des Abwickelvorganges basiert auf dem Coil Modell. Das Abwickeln wird durch das Hinzufügen neuer Knoten bzw. Elemente zum Ende des Bandes im Coil implementiert. Die Volumina der zum Coil hinzugefügten Elemente entsprechen dem Volumen des abgewickelten Bandes. Die Anzahl und die Größe der hinzugefügten Elemente sind vom Zeitinkrement und der Walzgeschwindigkeit abhängig. Der Außendurchmesser des Coils nimmt mit der Zunahme der gesamten Länge hinzugefügter Elemente ab. Das ist auf die Forderung der Erhaltung der Volumenkonstanz zurückzuführen.

Die Struktur des Gitters ändert sich dabei nicht, es ändert sich lediglich die Koordinaten der Knoten bei der Verringerung des Außendurchmessers. Dieses Vorgehen wird solange beibehalten, bis sich die Verzerrung des Gitters in einer abnehmenden Gitterqualität bemerkbar macht. Das Remeshing der Gitter findet automatisch statt, wenn die Bedingungen für die Meshqualität von der OOPDE Bibliothek nicht mehr erfüllt werden.

Abbildung 26 stellt diese Vorgehensweise vereinfachend am Beispiel der 2D Geometrie des Coils dar, indem die neuen hinzugefügten Elemente schrittweise durch Farben markiert sind. Die 2D Geometrie des Coil- und Bandabschnittes kann ebenfalls durch Extrudieren in 3D erweitert werden.

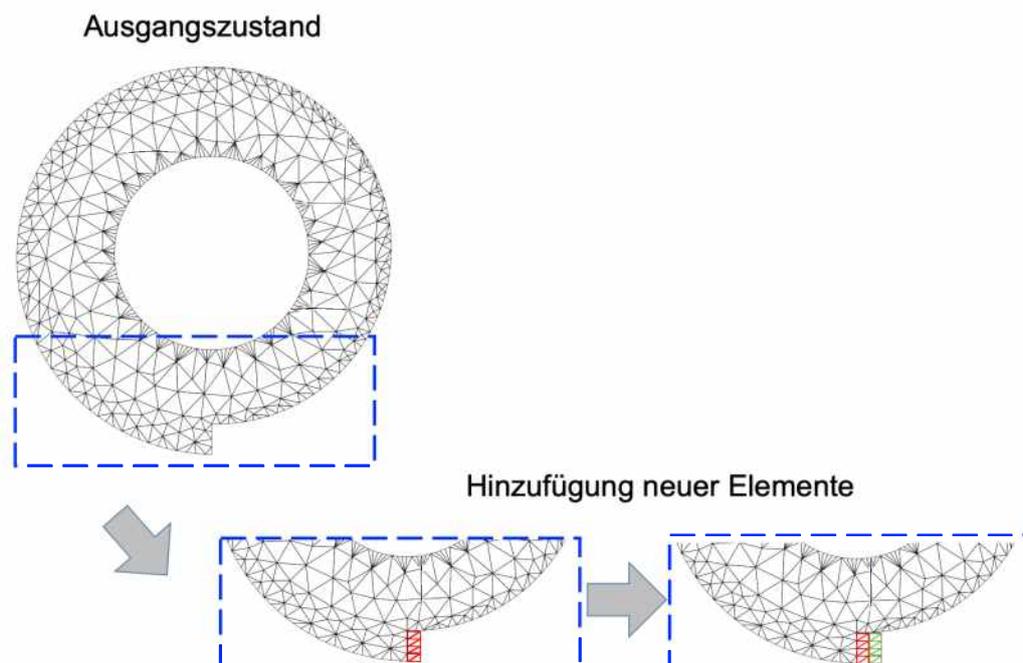


Abbildung 26: Vorgehensweise der geometrischen Modellierung der Abwicklung

Die Rotation des Coils und die Bewegung des Bandes werden durch den Datentransport in den Modellgebieten der Simulation implementiert. Die Modellgebiete des Abwickelvorgangs sind das Coil und die hinzugefügten Elemente zum Coil. Die weitere Beschreibung des Datentransportes wird in Kapitel 5.8 gegeben.

Aufwickelvorgang

In der Praxis wird das Coil in mehreren Schritten unter Nutzung von zwei oder drei zusätzlichen Stützrollen aufgewickelt [2]. Durch die Stützrollen wird das Band auf dem Haspeldorn fixiert, bis mehrere Windungen aufgewickelt worden sind. Danach werden die Stützrollen zurückgezogen und der Aufwickelvorgang wird fortgesetzt. Dieser Vorgang ist in Abbildung 27 dargestellt.

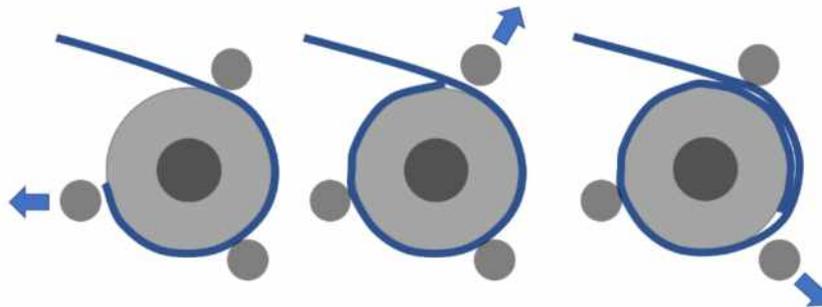


Abbildung 27: Aufwicklung mittels drei Stützrollen (links) und Haspel (rechts)

Die Modellierung des Aufwickelvorgangs wird in dieser Arbeit wesentlich vereinfacht, indem die oben erwähnten Zwischenschritte in der Modellierung vernachlässigt werden.

Der Aufwickelvorgang folgt in der Simulation dem Abwickelvorgang, welcher durch das Hinzufügen neuer Elemente bezeichnet wird. Die Modellierung der Aufwicklung basiert ebenfalls auf dem Coil Modell und wird in zwei Schritten durchgeführt.

In dem ersten Schritt wird die Bedingung geprüft, ob die gesamte Länge hinzugefügter Elemente ab der Mittelachse des aufzuwickelnden Coils der Länge von zwei aufgewickelten Windungen auf dem Dorn entsprechen (siehe Abbildung 28, Teilbild a). Wenn diese Bedingung erfüllt ist, werden die hinzugefügten Elemente ab der Mittelachse des Coils in die Geometrie des Coils mit zwei Windungen in dem nächsten Schritt transformiert. Dabei werden die hinzugefügten Elemente ab der Mittelachse des Coils durch die Geometrie des Coils mit zwei Windungen (siehe Abbildung 28, Teilbild b) ersetzt. Darüber hinaus wird die Coil Geometrie mit den verbliebenen Elementen verknüpft. Sobald das zweite Coil zum Aufwickeln erstellt wird, werden keine neuen Elemente hinzugefügt.

In den weiteren Schritten werden die gleichzeitigen Ab- und Aufwickelvorgänge in der Simulation durch den Datentransport berücksichtigt. Der Datentransport beschreibt die Verschiebung der Daten (d.h. der Temperatur) entlang der Modellgebiete. Die Größe der Verschiebung hängt vom Zeitinkrement und der Walzgeschwindigkeit ab. Das bedeutet, dass der Außendurchmesser des abgewickelten Coils mit steigendem Außendurchmesser des aufgewickelten Coils abnimmt (siehe Abbildung 28, Teilbild c). Dabei

wird die Gitterstruktur des Coils genauso wie beim Abwickeln nicht geändert, sondern es werden die Koordinaten der Gitterknoten verändert. Ein Remeshen wird ebenfalls durchgeführt, wenn die Kriterien zur Gitterqualität nicht erfüllt werden. Die Messung der Gitterqualität ist in der OOPDE Bibliothek implementiert und basiert auf dem Winkelkriterium, d.h. das Maß für die Gitterqualität ist optimal, wenn die Winkel eines Dreieckselementes 60° betragen.

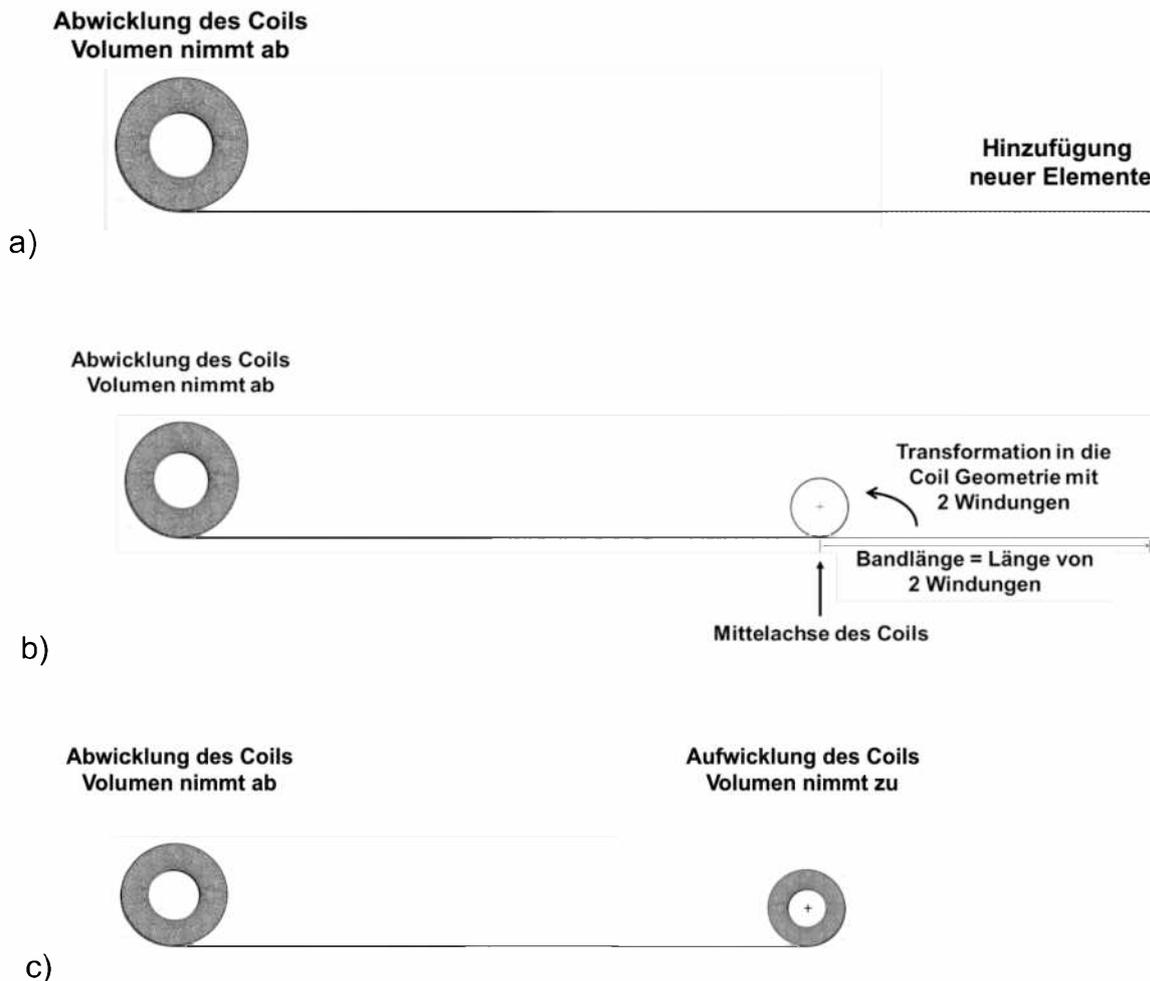


Abbildung 28: Vorgehensweise zur Modellierung der Wickeloperation (Ab- und Aufwicklung) im Laufe des reversierenden Warmwalzens

5.8 Datentransport beim reversierenden Warmwalzen

Der Datentransport spielt eine wichtige Rolle bei der Modellierung des reversierenden Warmwalzens. Der Datentransport findet in der definierten Reihenfolge der Prozessschritte von einem Teilmodell zum nächsten Teilmodell statt, um die Übertragbarkeit der Ergebnisse und die Volumenerhaltung des gesamten Modells zu gewährleisten, d.h. abgewickelter Coil \rightarrow Band vor dem Walzspalt \rightarrow Walzspalt \rightarrow Band nach dem Walzspalt \rightarrow aufgewickelter Coil.

Der Datentransport wird auch für die Modellierung der Coilrotation und der Bandbewegung verwendet, welche in der Arbeit durch die lineare Interpolation implementiert

wird. Hierfür wird die MATLAB Klasse „scatteredInterpolant“ genutzt. Diese lineare Interpolation ist bei linearen finiten Elementen identisch mit der Auswertung der Funktionen von finiten Elementen an den Koordinaten des Gitters. Dadurch werden die Daten zwischen den finiten Elementen der Gitter übertragen. Die Verschiebung der Daten im Band wird in Abhängigkeit von der Zeit und Walzgeschwindigkeit definiert.

Zur Nachbildung der Coilrotation werden die Daten in der Coil Geometrie entlang des Drehwinkels rotiert. Der Drehwinkel wird dabei aus der Länge der hinzugefügten Elemente per Berechnungsincrement ausgerechnet. Die drei äußeren Windungen, die fein diskretisiert sind, werden entlang einer Spiralbahn rotiert. Die mathematische Formulierung ist folgend gegeben:

$$\begin{aligned} x &= R(\theta) \cos \theta, \\ y &= R(\theta) \sin \theta, \end{aligned} \tag{65}$$

wobei x, y die Koordinaten der Knoten mit Daten, R der aktuelle Radius und θ der Drehwinkel sind.

Eine solche Formulierung ermöglicht den direkten Transport der Daten auf die hinzugefügten Elemente am Coilende. Die restlichen inneren Elemente im Coil werden entlang einer Kreisbahn rotiert. Es gilt:

$$\begin{aligned} x &= R \cos \theta, \\ y &= R \sin \theta. \end{aligned} \tag{66}$$

In der Abbildung 29 wird der Datentransport von den äußeren Windungen (rote Linie) und von den inneren Windungen (blaue Linie) schematisch aufgezeigt.

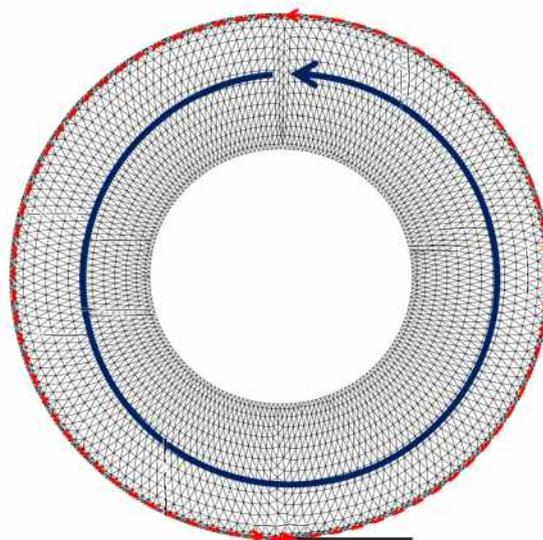


Abbildung 29: Datentransport im Coil und Übergang der Daten in das Band

Die Daten der äußeren Windungen werden auf das Band übertragen, sodass der Datentransport entlang des Bandabschnittes inkrementell von Knoten zu Knoten stattfindet.

Nach jedem Datentransport (Schritt) wird das Wärmeleitungsproblem für das gesamte System, d.h. vom Abwicklungscoil bis zum Aufwicklungscoil, gelöst. Das Zeitinkrement wird in Bezug auf die gedrückte Länge des Walzspalts nach der Gleichung (67) ausgerechnet. Die Bedingungen für das Zeitinkrement wurden so ausgewählt, um die Stetigkeit der Ergebnisse nicht zu verletzen. Konkret gilt

$$dt = \frac{l_d/\xi}{v_{roll}}, \quad (67)$$

wobei l_d die gedrückte Länge im Walzspalt [m] und v_{roll} die Walzgeschwindigkeit [m/s] sind.

Die Übertragung der Daten vom Band in das aufgewickelte Coil wird ebenfalls durch eine lineare Interpolation durchgeführt. Zugleich werden die Daten im Coil kreisförmig rotiert. Dadurch wird das Aufwickeln durch das Rotieren vom Coil nachgebildet (siehe Abbildung 30).

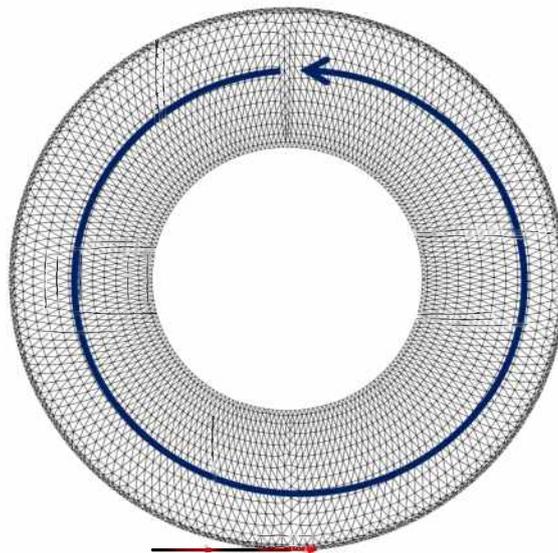


Abbildung 30: Schematische Darstellung des Datentransportes vom Band in das Coil hinein und Rotation der Daten im Coil

5.9 Walzspalt

In der Modellierung des reversierenden Warmwalzens wird der Walzspalt auch berücksichtigt. Dabei werden die lokalen Umformbedingungen über die Breite konstant gehalten und die Walzenabplattung wird nicht berücksichtigt.

Die geometrische Veränderung des Walzspaltes entlang der gedrückten Länge wird durch analytische Gleichungen formuliert:

$$\begin{aligned} x &= [0; \sqrt{R_{Walze}(h_1 - h_0)}], \\ y &= -(h_1 + 2 \cdot R_{Walze} \left(1 - \sqrt{1 - \left(\frac{x}{R_{Walze}} \right)^2} \right)), \end{aligned} \quad (68)$$

wobei h_0, h_1 die Eintritts- und Austrittsdicke [m], R_{Walze} der Radius der Arbeitswalze [m] und x, y die Koordinaten der Position im Walzspalt sind.

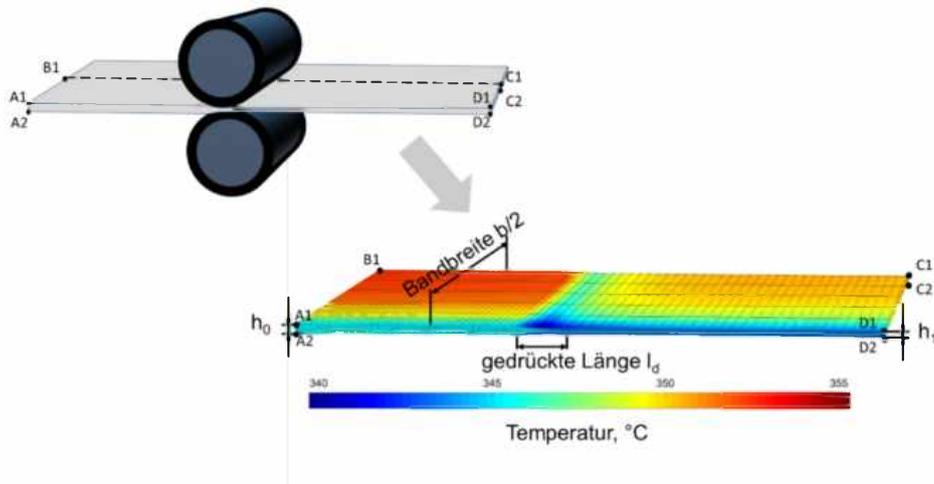


Abbildung 31: Temperaturverteilung in der Bandbreite und -länge im Walzspalt

Im Walzspalt wird das Walzgut zuerst durch Kontakt mit der Arbeitswalze gekühlt (siehe Abbildung 31). Davon ist besonders der Kantenbereich der Bandbreite betroffen. Nach dem Verlassen der Umformzone wird die Oberflächentemperatur innerhalb von kürzester Zeit mit Ausnahme des Kantenbereiches ausgeglichen. Das Meta-Modell wurde auch für die Berechnung der Umformgradverteilung über die Banddicke entlang der gedrückten Länge in die Software integriert [70]. Basierend auf der Umformgradverteilung erfolgt die Berechnung der Umformgeschwindigkeit und der Umformwärme. In Abbildungen 32-33 wird die berechnete Umformgrad- und der Umformgeschwindigkeitsverteilung mit Hilfe des Meta-Modells im Walzspalt beispielhaft dargestellt.

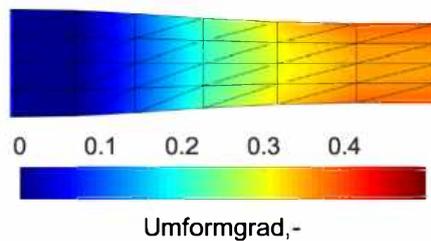


Abbildung 32: Berechnete Umformgradverteilung im Walzspalt

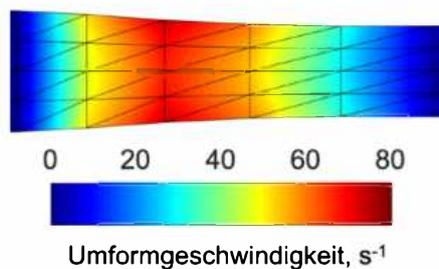


Abbildung 33: Berechnete Umformgeschwindigkeitsverteilung im Walzspalt

6 Experimenteller Teil

Die Versuche im Rahmen des experimentellen Teils dienen der Ermittlung der Koeffizienten für den Wärmeübergang im Coil und die Wärmeübertragung in die Umgebung. Sie wurden für die Berechnungen der Temperaturentwicklung eingesetzt. Zudem umfasst das Kapitel auch die Temperaturmessung während des Wärmens, des Warmwalzens und im Coil.

6.1 Versuchsmaterial

Die Walzversuche wurden mit Vorband aus der Magnesiumlegierung AZ31 im gießgewalzten Zustand, das in Form eines Coils gewickelt wurde, durchgeführt. Die Ermittlung der Wärmeübergangskoeffizienten erfolgte an demselben Material im gießgewalzten Zustand und nach dem reversierenden Warmwalzen. Zudem sind Proben für metallografische Untersuchungen aus ausgewählten Coils entnommen worden. Das gießgewalzte Probenmaterial war 5 mm dick, während die Proben nach dem Warmwalzen eine Dicke von 1 mm und 2 mm aufwiesen. Die chemische Zusammensetzung der Magnesiumlegierung AZ31 ist der Tabelle 10 zu entnehmen.

Tabelle 10: Chemische Zusammensetzung der Magnesiumlegierung AZ31

Al, (Gw.%)	Zn, (Gw.%)	Mn, (Gw.%)	Cu, (Gw.%)	Mg, (Gw.%)
2,83	0,80	0,37	0,002	Rest

6.2 Wärmeübergangskoeffizient zum Abkühlen an der Luft

Zur Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten wurden Versuche zum Abkühlen des Bandes (Bandoberfläche) der Magnesiumlegierung AZ31 an der Luft durchgeführt. Hierfür ist ein gießgewalztes Blech der Magnesiumlegierung AZ31 mit einer Dicke von 5 mm verwendet worden. Dieses Blech wurde mit 8 Thermoelementen entlang der Bandbreite mit einem Abstand von 30 mm bestückt, welche 3 mm tief positioniert wurden. Die geometrischen Abmessungen des Blechs als auch die Position der Thermoelemente ist der Abbildung 34 zu entnehmen.

Das Blech mit den Thermoelementen wurde in einem Luftumwälzofen von Raumtemperatur auf eine Ofentemperatur von 380 °C erwärmt und für 30 min bei dieser Temperatur im Ofen gehalten. Anschließend wurde das Blech an der ruhenden Luft bis auf Raumtemperatur abgekühlt. Das Blech wurde beim Abkühlen zwischen den feuerfesten Materialien platziert. Die Temperaturmessung erfolgte mit einer Taktzeit von 1 Sekunde. In Abbildung 35 ist das Magnesiumblech bei der Abkühlung an der ruhenden Luft (RT) gezeigt. Der beschriebene Versuch wurde drei Mal wiederholt.

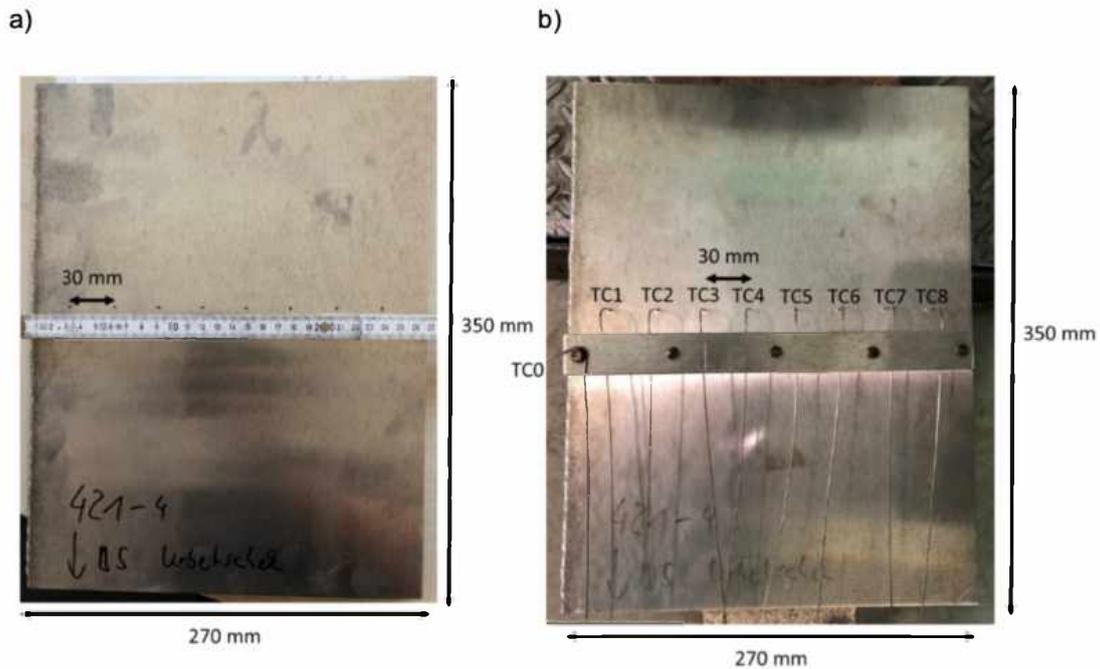


Abbildung 34: Gießgewalztes Versuchsblech aus der Magnesiumlegierung AZ31 mit (Teilbild a) und ohne (Teilbild b) Thermoelementen



Abbildung 35: Position des Magnesiumbleches beim Abkühlen nach der Erwärmung im Ofen

6.3 Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient im mehrschichtigen Körper

Die Bestimmung der äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten erforderte eine Reihe von Versuchen mit Mg-Ronden und Vollzylindern. Die Vorversuche mit Mg-Vollzylindern dienten der Bestimmung von Randbedingungen zur Beschreibung des Wärmeüberganges zwischen dem Warmstempel und der Mg-Probe. Sie wurden anschließend für die Bestimmung der äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten im mehrschichtigen Körper in Abhängigkeit von Einflussparametern, d.h. der Dicke, der Temperatur, des Oberflächenzustandes und des Anpressdruckes mit Hilfe der Parameteridentifikation verwendet.

6.3.1 Versuchssimulator

Die Versuche wurden unter Nutzung eines multidirektionalen Umformsimulators BÄHR BTA 840 am Institut für Metallformung durchgeführt. Abbildung 36 stellt den Versuchsaufbau in der Arbeitskammer des Umformsimulators dar. Der Warmstempel wird durch eine Induktionsspule erwärmt, während der Kaltstempel mit Wasser gekühlt wird. Der Abstand zwischen den Stempeln beträgt 30 mm.

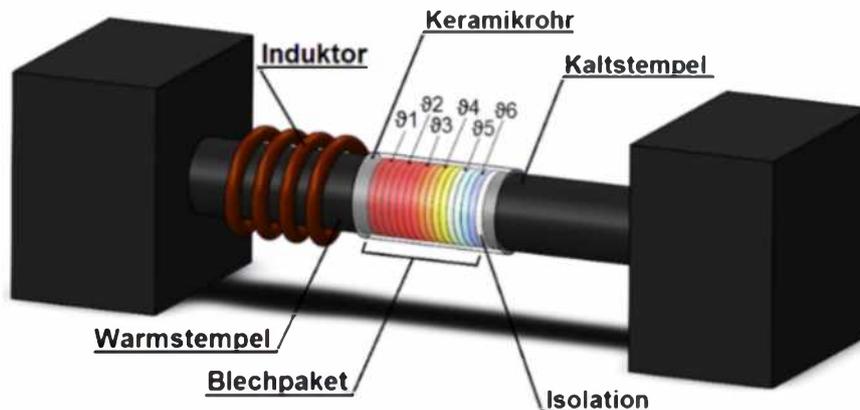


Abbildung 36: Versuchsaufbau in der Arbeitskammer des multidirektionalen Umformsimulators BÄHR BTA 840 [33, 105, 146]

Zur Versuchsdurchführung wurden kreisförmige Ronden aus dem Versuchsmaterial gefertigt. Die Probenfertigung erfolgte in mehreren Schritten, die in Abbildung 37 dargestellt sind.

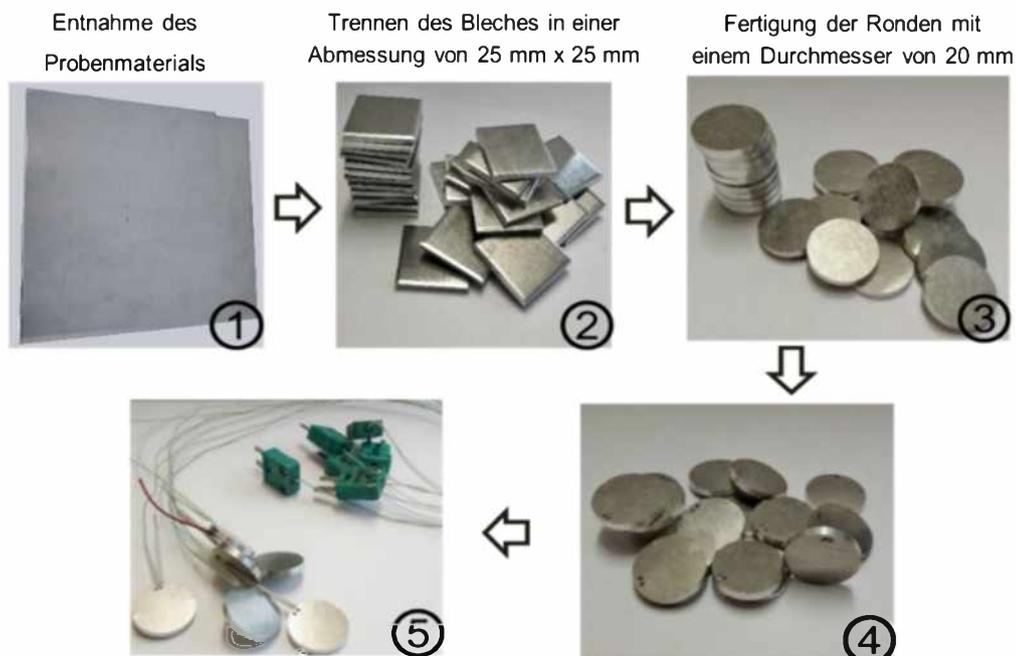


Abbildung 37: Probenfertigung für die Versuche im Umformsimulator BÄHR BTA 840

Zusätzlich wurde ein Teil der Ronden mit einem gießgewalzten Oberflächenzustand für 10 bzw. 20 Stunden in einem Luftumwälzofen gegläht. Dabei sollte der Einfluss der

gebildeten Oxidschicht auf die Wärmeübertragung in dem mehrschichtigen Körper untersucht werden.

Neben den kreisförmigen Ronden wurden Vollzylinderproben aus der Magnesiumlegierung AZ31 mit einem Durchmesser von 10 mm vorbereitet. Die Vollzylinderproben besaßen die gleiche chemische Zusammensetzung wie die Ronden. Sie wurden mittels Kaliberwalzens am Institut für Metallformung im Labormaßstab hergestellt. Die Versuche mit den Vollzylindern dienten der Beschreibung des Wärmeübergangs beim Kontakt zwischen dem warmen Stempel und der Magnesiumprobe. Der beschriebene Wärmeübergang ist bei der Identifizierung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten im mehrschichtigen Körper verwendet worden.

6.3.2 Versuchsdurchführung mit Magnesiumvollzylindern und -ronden

6.3.2.1 Magnesiumvollzylinder

Die Versuche mit den Magnesiumvollzylindern wurden bei einem konstanten Druck von 1 MPa im Vakuum (10^{-5} mbar) durchgeführt. Das Vakuum hat die Wärmeübertragung durch Konvektion in der Versuchskammer weitgehend ausgeschlossen. Drei Temperaturen (150 °C, 250 °C und 350 °C) wurden für den Warmstempel ausgewählt. Nach der Positionierung der Vollzylinderproben zwischen beiden Stempeln sind diese mit einem Quarzrohr umhüllt worden. Das Quarzrohr diente der Minimierung der Abkühlung der Probe durch Strahlung. Zugleich wurde das Quarzrohr auch als Hilfsmittel zur Probenpositionierung genutzt. Der Kontakt der Probe mit dem kalten Stempel wurde zusätzlich mit Hilfe des Dämmstoffes Aerogel getrennt. Das Aerogel ist ein hochporöser Festkörper, der auf Silicatbasis aufgebaut ist. Der Werkstoff Aerogel weist eine geringe Wärmeleitfähigkeit auf. Somit wird die Abkühlung der Magnesiumprobe durch den Kontakt mit dem kalten Stempel weitgehend verhindert.

Die Versuche wurden bei Raumtemperatur begonnen. Die Proben wurden unter dem festgelegten Druck eingespannt. Während des Verlaufs des gesamten Versuches wurde der Druck auf einem konstanten Niveau gehalten. Anschließend ist der Warmstempel induktiv auf die Zieltemperatur aufgeheizt worden. Während dessen wurde die Temperatur mit den Thermoelementen erfasst. Der Versuch wurde beendet, wenn ein Temperaturgradient entlang der Probenlänge gebildet wurde.

Die beschriebenen Maßnahmen zielten darauf ab, die Wärmeübertragung vorwiegend durch die Wärmeleitung entlang des Zylinders und durch den Wärmeaustausch mit dem Warmstempel zu ermöglichen. Während der Versuche wurde die Temperatur der Magnesiumvollzylinderprobe sowie des Warmstempels mithilfe von Thermoelementen erfasst. Die Thermoelemente wurden an der Oberfläche der Zylinderproben in einem Abstand von 5 mm angebracht. Abbildung 38 veranschaulicht den schematischen Versuchsaufbau.

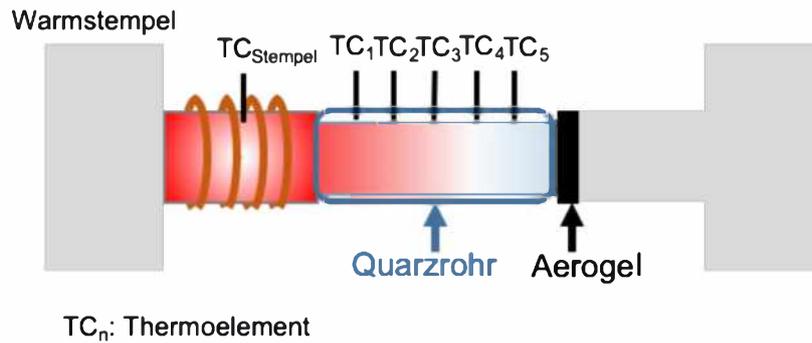


Abbildung 38: Schematische Darstellung des Versuches mit Vollzylinderproben

6.3.2.2 Magnesiumronden

Die Versuche mit den Magnesiumronden wurden bei vier unterschiedlichen Temperaturen des Warmstempels (50 °C, 150 °C, 250 °C und 350 °C) und drei Anpressdrücke (1 MPa, 5 MPa und 10 MPa) durchgeführt. Darüber hinaus besaßen die Proben drei Oberflächenzustände:

- gießgewalzt;
- gießgewalzt + geglüht;
- gewalzt.

Die Versuchsmatrix mit den durchgeführten Versuchsbedingungen ist in Tabelle 11 zusammengefasst.

Tabelle 11: Versuchsmatrix für die Versuche mit den Magnesiumronden

Dicke	Zustand	Druck, MPa											
		1				5				10			
		Warmstempeltemperatur, °C											
1 mm	warm-gewalzt	50	150	250	350	50	150	250	350	50	150	250	350
	gießge-walzt	50	150	250	350	50	150	250	350	50	150	250	350
5 mm	gießge-walzt + geglüht		150	250	350		150	250	350		150	250	350

Die Versuche in der Kammer des Umformsimulators Bähr 840 wurden unter Luftatmosphäre durchgeführt, um die Bedingungen im Coil nachzubilden. Die Magnesiumronden wurden horizontal zwischen beiden Stempeln aufgebaut und von einem Quarzrohr umhüllt. Die Anzahl der Rondens zwischen den Stempeln wurde durch die Rondendicke bedingt (Gesamtdicke 30 mm). Zur Isolation des Kontakts mit dem kalten Stempel wurde ebenfalls der Dämmstoff Aerogel verwendet.

Die Versuche mit Magnesiumrunden wurden entsprechend den Versuchen mit Vollzylindern durchgeführt. Die Thermoelemente befanden sich in einem Abstand von 5 mm auf den einzelnen Proben entlang des aufgebauten mehrschichtigen Körpers. Abbildung 39 zeigt den Versuchsaufbau mit den rundenförmigen Proben und die Positionierung der Thermoelemente.

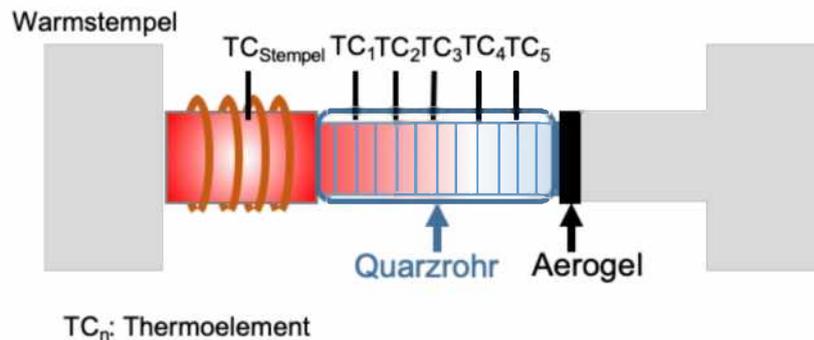


Abbildung 39: Schematische Darstellung der Versuche mit den Magnesiumrunden

6.4 Temperaturmessung bei der Erwärmung des Coils im Ofen

Die Erwärmung des Coils aus der Magnesiumlegierung AZ31 fand in einem Luftumwälzofen statt. Das Coil befand sich horizontal im Ofen auf einem Transportwagen mit Stützplatten aus Stahl. Der Kontakt mit den Stützplatten wurde bei der Modellierung vernachlässigt. Die Stützplatten erreichten die Temperatur des Ofenraumes. Die Erwärmung im Ofen erfolgte indirekt. Zunächst wurden die metallischen Platten an den Ofenwänden aufgeheizt, die mit Luft umspült wurden. Die aufgeheizte Luft wurde durch den Umwälzlüfter umgewälzt und diente der Erwärmung des Coils. Die schematische Darstellung des Luftumwälzofens mit einem Coil ist der Abbildung 40 zu entnehmen.

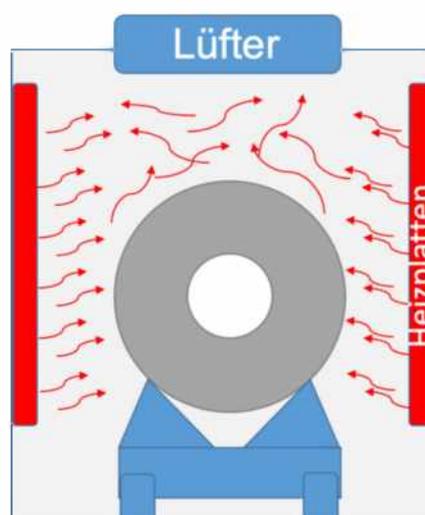


Abbildung 40: Schematische Illustration des Luftumwälzofens mit Coil

Während der Erwärmung wurde die Temperatur im Coil mit Thermoelementen erfasst. Die Thermoelemente wurden beim Aufwickeln des gießgewalzten Bandes zwischen

den einzelnen Windungen entlang der Bandbreite platziert. Abbildung 41 zeigt die Position der Thermoelemente im Coil.

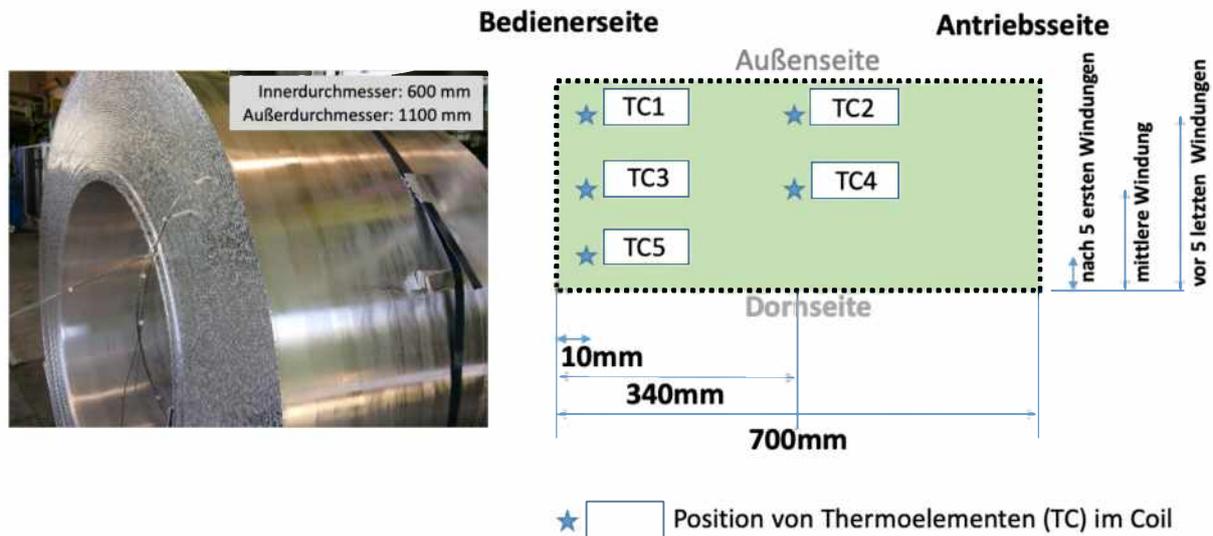


Abbildung 41: Schematische Darstellung der Position der Thermoelemente im Coil

6.5 Temperaturmessung beim Abkühlen des Coils an der Luft

Die Abkühlung des Coils findet beim Transport des erwärmten Coils vom Ofen bis zur Haspel oder nach dem Abschluss des Warmwalzens sowie während des Ab- bzw. Aufwickelns im Laufe des reversierenden Warmwalzens statt.

Die Temperaturmessung im Coil während des Abkühlens an der ruhenden Luft (RT) wurde unmittelbar nach der Erwärmung im Ofen durchgeführt. Hierzu wurden dieselben Thermoelemente wie bei der Erwärmung verwendet. Die Position der Thermoelemente im Coil wurde nicht verändert (siehe Abbildung 42).

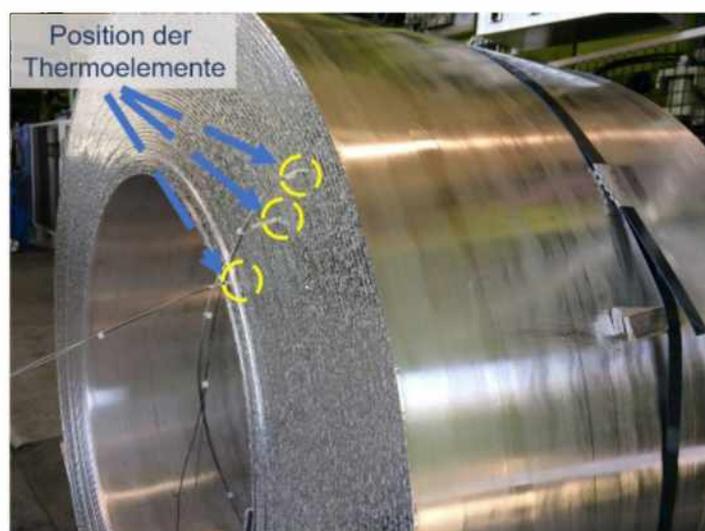


Abbildung 42: Coil beim Abkühlen mit den Thermoelementen

6.6 Walzversuche zur Temperaturmessung beim reversierenden Warmwalzen

Temperaturmessung am Coil beim reversierenden Warmwalzen

Die Versuche zur Temperaturmessung beim reversierenden Warmwalzen wurden bei verschiedener Anzahl der Walzstiche mit einem Pyrometer durchgeführt. Die Messung wurde am Anfang (TA) und am Ende (TE) des Walzversuches durchgeführt. Dabei wurde die Oberflächentemperatur in der Mitte und im Kantenbereich der Coilbreite gemessen. Darüber hinaus wurden Bandproben u.a. für die metallografischen Untersuchungen nach dem Warmwalzen entnommen. In den metallografischen Untersuchungen wurde der mittlere Korndurchmesser ermittelt, welcher anschließend zur Validierung der Korngrößenberechnung im Postprocessing verwendet wurde.

Tabellen 12 - 14 zeigen die Bedingungen der Walzversuche und die gemessenen Werte auf. Zu den Walzbedingungen gehört der Stichplan, die Walzgeschwindigkeit (v_w), die Bandbreite und der Außendurchmesser (D_{aus}) des Coils. Die gemessenen Temperaturen in der Mitte der Coilbreite am Anfang bzw. am Ende des Walzversuches werden als TA_{Mitte} bzw. TE_{Mitte} bezeichnet. Bei allen Walzversuchen wurde der gleiche Wärmzyklus für das Wärmen des Coils eingehalten.

Tabelle 12: Ergebnisse der Temperaturmessungen bei den Walzversuchen mit einem Walzstich und deren Bedingungen

	Stichplan (mm)	v_w (m/min)	TA_{Mitte} (°C)	TE_{Mitte} (°C)	Breite (mm)	D_{aus} (mm)	Metallo- grafie
1	5,3 → 3,3	120	355	335	750	1061	nein
2	5,3 → 3,5	100	350	300	750	1054	nein
3	5,3 → 3,5	120	340	315	600	1037	nein
4	5,35 → 3,3	120	360	315	725	1080	nein
5	5,35 → 3,85	120	360	310	750	1047	nein
6	5,35 → 3,3	120	360	310	750	1027	nein
7	5,35 → 3,3	120	360	310	750	1059	nein
8	5,35 → 3,3	120	360	310	750	1041	nein
9	5,35 → 3,5	120	360	320	750	1074	nein
10	5,35 → 3,85	120	360	310	750	1140	nein
11	5,35 → 3,85	120	360	310	750	1081	nein
12	5,35 → 3,3	120	360	310	750	1140	nein
13	5,35 → 3,85	100	360	310	750	1040	nein
14	5,35 → 3,3	120	360	310	750	1057	nein
15	5,35 → 3,3	120	360	310	750	1080	nein
16	5,3 → 3,85	100	360	300	735	1050	nein

Tabelle 13: Ergebnisse der Temperaturmessungen bei den Walzversuchen mit zwei Walzstichen und deren Bedingungen

	Stichplan (mm)	v_w (m/min)	TA_{Mitte} (°C)	TE_{Mitte} (°C)	Breite (mm)	D_{aus} (mm)	Metallo- grafie
1	5,3 → 3,9 → 2,8	100	355	300	750	1044	nein
2	5,3 → 3,9 → 2,8	100	348	290	750	1036	nein
3	5,35 → 3,7 → 2,5	100	355	302	750	1053	nein
4	5,35 → 3,4 → 2,1	100	355	330	750	1032	nein
5	5,35 → 3,4 → 2,1	100	347	328	750	1027	nein
6	5,35 → 3,7 → 2,5	100	355	310	750	1042	nein
7	5,35 → 3,7 → 2,5	100	348	305	750	1042	nein
8	5,35 → 3,9 → 2,8	120	360	310	735	1034	nein
9	5,35 → 3,9 → 2,8	120	360	310	735	1047	nein
10	5,35 → 3,3 → 2,1	100	360	290	750	1024	nein
11	5,35 → 3,3 → 2,1	100	360	290	750	1028	nein
12	5,35 → 3,75 → 2,5	120	355	305	750	1074	ja
13	5,35 → 3,7 → 3,0	100	355	300	750	1135	ja

Tabelle 14: Ergebnisse der Temperaturmessungen bei den Walzversuchen mit drei Walzstichen und deren Bedingungen

	Stichplan (mm)	v_w (m/min)	TA_{Mitte} (°C)	TE_{Mitte} (°C)	Breite (mm)	D_{aus} (mm)	Metallo- grafie
1	5,35→3,9→2,75→2,0	100	347	305	750	1098	ja
2	5,35→3,7 → 2,5 → 1,9	100	355	290	750	1056	nein
3	5,4 → 3,6 → 2,5 → 1,9	100	355	280	750	1100	nein
4	5,35→3,6 → 2,5 → 1,9	100	360	280	750	1039	nein
5	5,35→3,6 → 2,5 → 2,0	100	360	275	750	1205	la

Temperaturmessungen über die Bandbreite mit den „Schleif“ Thermoelementen Typ K

Zur Erfassung der Temperaturentwicklung während des reversierenden Warmwalzens wurde eine spezielle Messstation konzipiert und aufgebaut. Diese Messstation ist auf der rechten Seite vom Walzspalt in einem Abstand von ca. 1,5 m stationär eingerichtet worden. Sie besteht aus sieben „Schleif“ Thermoelementen (NiCrNi-Typ K), die entlang des Messbalkens in Abständen von 75 mm befestigt waren. Somit konnte die gesamte Bandbreite erfasst werden. Die einzelnen „Schleif“-Thermoelemente wurden an den Datalogger angeschlossen. Abbildung 43 zeigt die Messstelle und -station an dem reversierenden Quarto-Walzgerüst.

Die Temperaturmessung wurde bei dem zweistichigen Walzversuch mit der oben beschriebenen Messstation durchgeführt. Die Walzbedingungen dieses Versuchs sind in Tabelle 15 zusammengestellt.

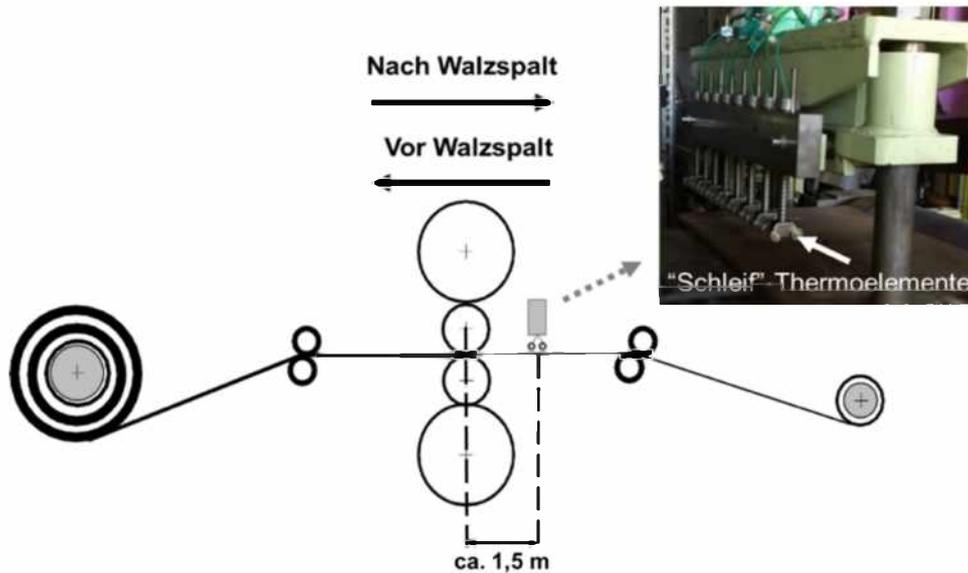


Abbildung 43: Temperaturmessung über die Bandbreite während des reversierenden Warmwalzens einschließlich die Messstelle und - station mit den „Schleif“ Thermoelementen

Tabelle 15: Walzbedingungen des zweistichigen reversierenden Warmwalzens der Magnesiumlegierung AZ31 zur Temperaturmessung mit den „Schleif“ Thermoelementen

Walzstich	Anfangsbanddicke h_0 [mm]	Ausgangsbanddicke h_1 [mm]	Bandbreite b [mm]	Walzgeschwindigkeit v [m/s]
1	5,3	3,3	745	1,6
2	3,3	2,1	745	1,6

7 Vorgehensweise zur Berechnung der Gefügeentwicklung beim reversierenden Warmwalzen

Das entwickelte thermische Modell ermöglicht die Temperaturberechnung u. a. entlang des gesamten Walzvorgangs, d.h. an beliebigen Stellen im Coil als auch im Band. Die Kopplung der Temperaturentwicklung mit der Berechnung der Gefügeentwicklung findet im Postprocessing statt, wobei die Berechnung der lokalen Umformkennwerte wie Umformgrad und Umformgeschwindigkeit im Walzspalt über die Banddicke bereits während der Temperaturberechnung erfolgt. Sie beginnt mit der ersten Umformung (Walzstich) und wird fortgesetzt bis zum letzten Walzstich einschließlich der Aufwicklung des Warmbandes zum Coil.

Am Ende der einzelnen Prozessschritte wie Erwärmung, reversierendes Warmwalzen und Abkühlung des Coils auf Raumtemperatur wurden Proben für die metallografischen Untersuchungen entnommen. Im Gefüge wurde der mittlere Korndurchmesser nach DIN EN ISO 643 ermittelt. Die Ergebnisse wurden für die Validierung der im Postprocessing berechneten Gefügeentwicklung genutzt.

Die Ansätze zur Beschreibung der Gefügeentwicklung umfassen die Entfestigungskinetik sowie das Kornwachstum. Sie wurden in der Arbeit von Ullmann [138, 147, 148] für das gießgewalzte Material aus der Magnesiumlegierung AZ31 beschrieben und dieser Arbeit zu Grunde gelegt. Die folgenden Ansätze sind in Tabelle 16 zusammengestellt. Es sind Formeln für:

- dynamische Rekristallisation (DRX);
- metadynamische Rekristallisation (MDRX);
- statische Rekristallisation (SRX);
- Kornwachstum.

Tabelle 16: Ansätze zur Berechnung der Gefügeentwicklung der Magnesiumlegierung AZ31 [138, 147, 148]

DRX	Zener-Hollomon Parameter	$Z = \dot{\varphi} \exp\left(\frac{178831}{RT}\right)$
	Kritischer Umformgrad	$\varphi_c = 0,0152d_0^{0,1965}Z^{0,0453}$
	Umformgrad für 50% DRX	$\varphi_{0,5} = 0,0706d_0^{0,399} \exp\left(\frac{275,17}{T}\right)\dot{\varphi}^{0,0483}$
	DRX Anteil	$X_{DRX} = 1 - \exp\left[-0,704\left(\frac{\varphi - \varphi_c}{\varphi_{0,5} - \varphi_c}\right)^{2,144}\right]$
	DRX Korngröße	$d_{DRX} = 4073,4Z^{-0,198}$
MDRX	Zeit für 50% MDRX	$t_{0,5MDRX} = 7,17 \cdot 10^{-5} \cdot Z^{-0,8} \cdot \exp\left(\frac{190738}{RT}\right)$

	MDRX Anteil	$X_{MDRX} = 1 - \exp \left[-0,693 \left(\frac{t_p}{t_{0,5}} \right)^{0,85} \right]$
	MDRX Korngröße	$d_{MDRX} = 7571 \cdot Z^{-0,198}$
SRX	Zeit für 50% SRX	$t_{0,5} = 0,0663 \varphi^{-0,9452} d_0^{0,6778} \exp \left(\frac{15278,5}{RT} \right) \dot{\varphi}^{-0,435}$
	SRX Anteil	$X_{SRX} = 1 - \exp \left[-0,693 \left(\frac{t}{t_{0,5}} \right)^1 \right]$
	SRX Korngröße	$d_{SRX} = 19,494 \varphi^{-0,309} d_0^{0,219} Z^{-0,077}$
Kornwachstum		$d_{KW}^{7,34} = d_0^{7,34} + 2,92 \cdot 10^{18} \cdot t \cdot \exp \left(\frac{-168452}{RT} \right)$

Das reversierende Warmwalzen ist ein mehrstufiger Umformprozess, welcher zur Teilrekristallisation während der Umformung führen kann. Das heterogene Gefüge kann schon während der Umformung infolge des unvollständigen Ablaufes der DRX entstehen. Anschließend setzt die metadynamische Rekristallisation ein. Gleichzeitig beginnen die dynamisch rekristallisierten Körner zu wachsen. Eine weitere Ursache für das heterogene Gefüge kann in der kurzen Pausenzeit zwischen den Umformstadien liegen, die für eine vollständige statische oder metadynamische Rekristallisation nicht ausreichend ist. Das Vorhandensein der verformungsinduzierten Ausscheidungen im Gefüge kann auch zu solchen Folgen führen. Die Ausscheidungsvorgänge werden hier nicht explizit berücksichtigt.

In den meisten Gefügesimulationen in der Literatur wird im Falle einer Teilrekristallisation die Korngröße für die nachfolgende Umformung durch einen mittleren Korndurchmesser beschrieben. Dabei werden die Kinetik der einzelnen Gefügefraktionen und deren mittlere Korndurchmesser vernachlässigt. Die vereinfachte Betrachtung besteht darin, dass die rekristallisierten Anteile sowie die mittleren Korndurchmesser mit Hilfe der Mischungsregel bestimmt werden. In Tabelle 17 sind für diese Art der Betrachtung die Ansätze zur Berechnung des mittleren rekristallisierten Anteils und des mittleren Korndurchmessers zusammengestellt.

Tabelle 17: Ansätze zur Beschreibung der Teilrekristallisation

$d_{0,i+1} = d_{DRX} + (d_{MDRX} - d_{DRX}) \cdot X_{MDRX}$	(69)	[135]
$d_{0,i+1} = X_{ges}^{4/3} \cdot d_{rek} + (1 - X_{ges})^2 \cdot d_{norek}$	(70)	[149–151]
$d_{0,i+1} = X_{DRX} d_{DRX,i} + (1 - X_{DRX,i}) \cdot d_{norek}$	(71)	[152]
$d_{eff} = 1,1 \cdot d_{n-1} \exp(-\varphi_n)$ $\varphi_n = \varphi_n + \varphi_{n-1}$	(72)	[153]

$\bar{d} = \frac{1}{\sqrt{\sum \frac{X_{frac}}{d_{frac}^2}}}}$ $\bar{\varphi} = \frac{1}{\sqrt{\sum \frac{X_{frac}}{\varphi_{gesp}^2}}}}$	(73)	[153]
$d_{0,i+1} = X^{4/3} d_{rex} + (1 - X(t))^3 d_0$ $d_{0,i+1} = X^{4/3} d_{rex} + 1.06 \exp(-\varphi)(1 - X(t))^{4/3} d_0$	(74)	[154]
$d_{0,i+1} = (1 - X(t))d_0 \quad \text{für kurze Pausenzeit 1 s}$ $d_{0,i+1} = 1.06 \exp(-\varphi)(1 - X(t))^{1/3} d_0 \quad \text{für lange Pausenzeit 25 s}$	(75)	[154]

wobei $d_{0,i+1}$ der mittlere nicht rekristallisierte Korndurchmesser für den nachfolgenden Umformschritt ist.

In der Arbeit wird der rekristallisierte Anteil und der aktuelle mittlere Korndurchmesser in Abhängigkeit von den Umformparametern und der Temperatur berechnet. Im Falle der Mischgefüge werden die jeweiligen Gefügefraktionen bis zur vollständigen Entfestigung getrennt betrachtet. Vor jedem neuen Umformschritt wird der mittlere Korndurchmesser aus den Fraktionen für die nachfolgende Berechnung gemittelt.

Dem Flussdiagramm in Abbildung 44 ist der Vorgang der Gefügeberechnung zu entnehmen. Im Vorband nach dem Wärmen wird ein homogener Gefügezustand mit einem mittleren Korndurchmesser von 17 μm festgelegt, welcher auf den gewonnenen Ergebnissen in [138] basiert. Der weitere Ablauf der Gefügeentwicklung wird durch die Bedingung für die DRX vorgegeben. Bleibt die Umformung unterhalb des kritischen Umformgrades, läuft die SRX nach der Umformung in der Pausenzeit ab. Nach der vollständigen SRX setzt das Kornwachstum ein.

Die Überschreitung des kritischen Umformgrades während der Umformung im Walzspalt führt zur Initiierung der DRX. Nachfolgend werden zwei Szenarien für die Gefügeentwicklung betrachtet. Sollte das Gefüge während der Umformung mehr als 95 % durch die DRX entfestigt werden, schließt sich das Kornwachstum an. Anderenfalls liegt ein Gefüge vor, das teilweise dynamisch rekristallisiert ist. In diesem Fall findet in der Pausenzeit nach der Umformung die MDRX statt. Die dynamisch rekristallisierten Körner wachsen, wobei deren Wachstumskinetik wegen der erhöhten Versetzungsdichte langsamer ist.

Anschließend erfolgt die Berechnung der gesamten rekristallisierten Anteile (dynamisch und metadynamisch) nach Gleichung (76), wobei der dynamisch rekristallisierte Anteil auch durch das Kornwachstum ansteigt.

$$X_{Gesamt} = X_{DRX} + (1 - X_{DRX}) \cdot X_{MDRX} \quad (76)$$

Erreicht der gesamte rekristallisierte Anteil 95 %, wird ein mittlerer Ausgangskorndurchmesser für das nachfolgende Kornwachstum berechnet. Anderenfalls liegen die Gefügefraktionen mit unterschiedlichen Ent- und Verfestigungsgeschichten vor. Soll ein weiterer Umformschritt vor dem vollständigen Ablauf der gesamten Rekristallisation erfolgen, wird ein effektiver mittlerer Ausgangskorndurchmesser aus den bestehenden Gefügefraktionen berechnet.

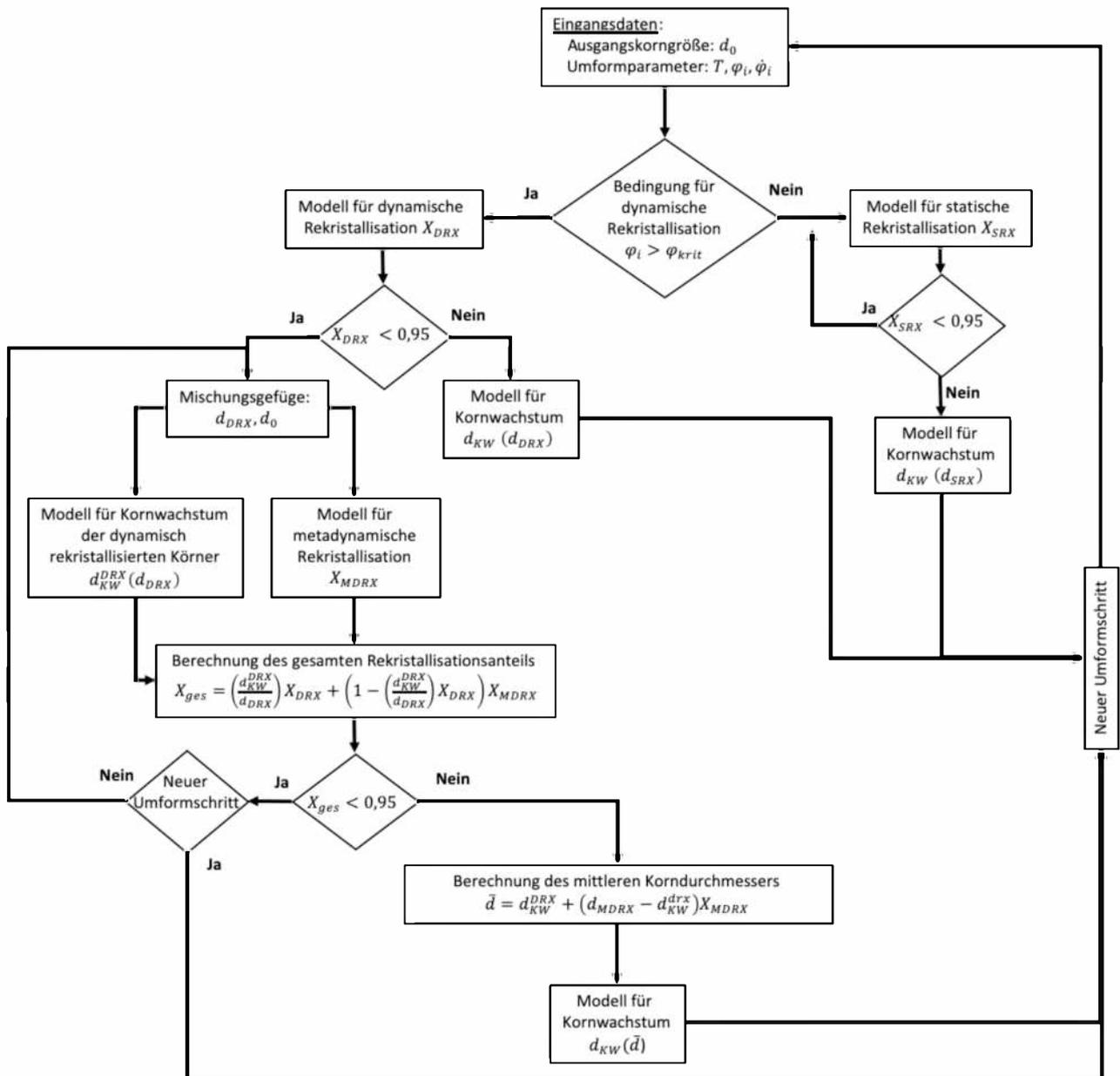


Abbildung 44: Flußgramm zur Berechnung der Gefügeentwicklung

8 Ergebnisse der Experimente und der numerischen Simulation zur Temperatur- und Gefügeentwicklung

Im Vorfeld der Darstellung der Ergebnisse beider Arbeitsblöcke (Experimente und Simulation) werden die Ergebnisse aus den Versuchen zur Ermittlung der Wärmeübergangskoeffizienten beschrieben. Die Koeffizienten sind zur Beschreibung des Wärmeüberganges beim Wärmen und Abkühlen des Coils notwendig. Danach werden die Ergebnisse beider Blöcke dargestellt.

8.1 Wärmeübergangskoeffizient zur Erwärmung des Coils im Ofen

Die gemessene Temperatur im Coil als auch im Ofenraum ist für die Identifizierung des Wärmeübergangskoeffizienten zur Beschreibung der Erwärmung des Magnesiumcoils im Luftumwälzofen verwendet worden. Hierzu wurde das entwickelte Coil Modell für die Berechnung der Coilerwärmung genutzt. Der gesuchte Wärmeübergangskoeffizient wurde als eine Funktion in Abhängigkeit von der Temperatur und den freien Koeffizienten beschrieben. Die Berechnungsergebnisse aus dem Coil Modell werden nachfolgend zur Identifizierung der freien Koeffizienten in der Optimization Toolbox von MATLAB verwendet. Diese Vorgehensweise findet iterativ solange statt, bis die Abweichungen zwischen den berechneten und gemessenen Ergebnissen minimal sind. Abbildung 45 stellt die beschriebene Vorgehensweise schematisch als Flussdiagramm dar.

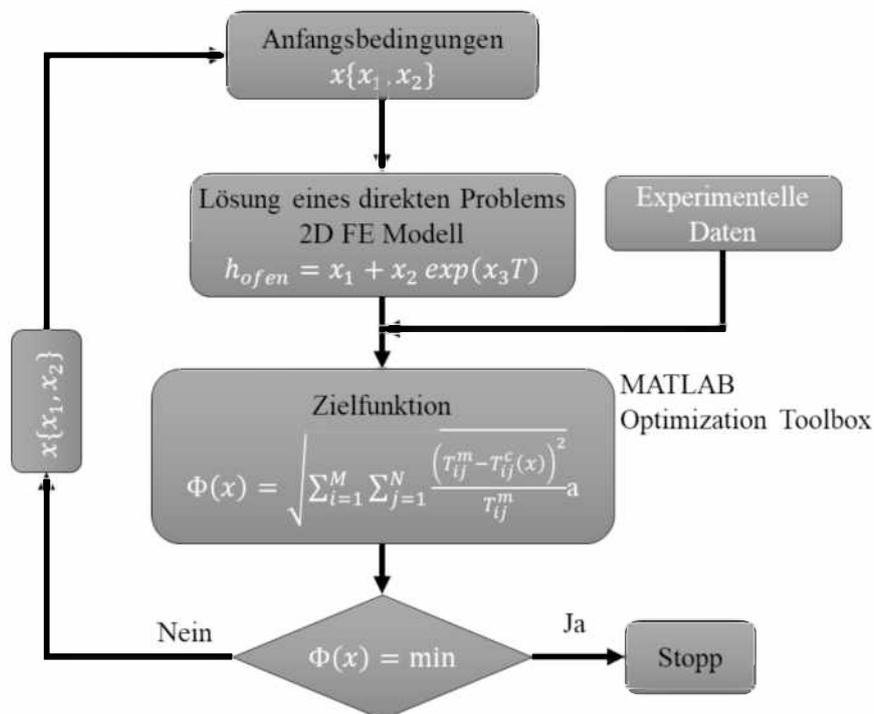


Abbildung 45: Flussdiagramm zur Identifizierung der Parameter für die Beschreibung des Wärmeübergangskoeffizienten zur Erwärmung des Coils im Luftumwälzofen

Der Wärmeübergangskoeffizient ist durch eine Exponentialfunktion in Abhängigkeit von der Temperatur und der Coiloberfläche beschrieben worden (siehe Gleichung (77)). Die Exponentialfunktion ist gut für die Beschreibung der Wärm- sowie Abkühlungskurven geeignet. Die identifizierten freien Koeffizienten sowie die Exponentialfunktion sind der Gleichung (77) zu entnehmen:

$$h_{ofen} = -19,79 + 32,9 \cdot \exp(0,0004 \cdot T) \quad (77)$$

wobei T die Oberflächentemperatur des Magnesiumcoils [°C] ist.

8.2 Wärmeübergangskoeffizient zur Abkühlung der Magnesiumbandoberfläche an ruhender Luft

Der Wärmeübergangskoeffizient für das Abkühlen der Magnesiumbandoberfläche an der ruhenden Luft basiert auf den Ergebnissen der Versuche in Kapitel 6.2. Abbildung 46 stellt aufgrund der Symmetrie einen Teil der mit den Thermoelementen erfassten Temperaturen der Blechoberfläche dar.

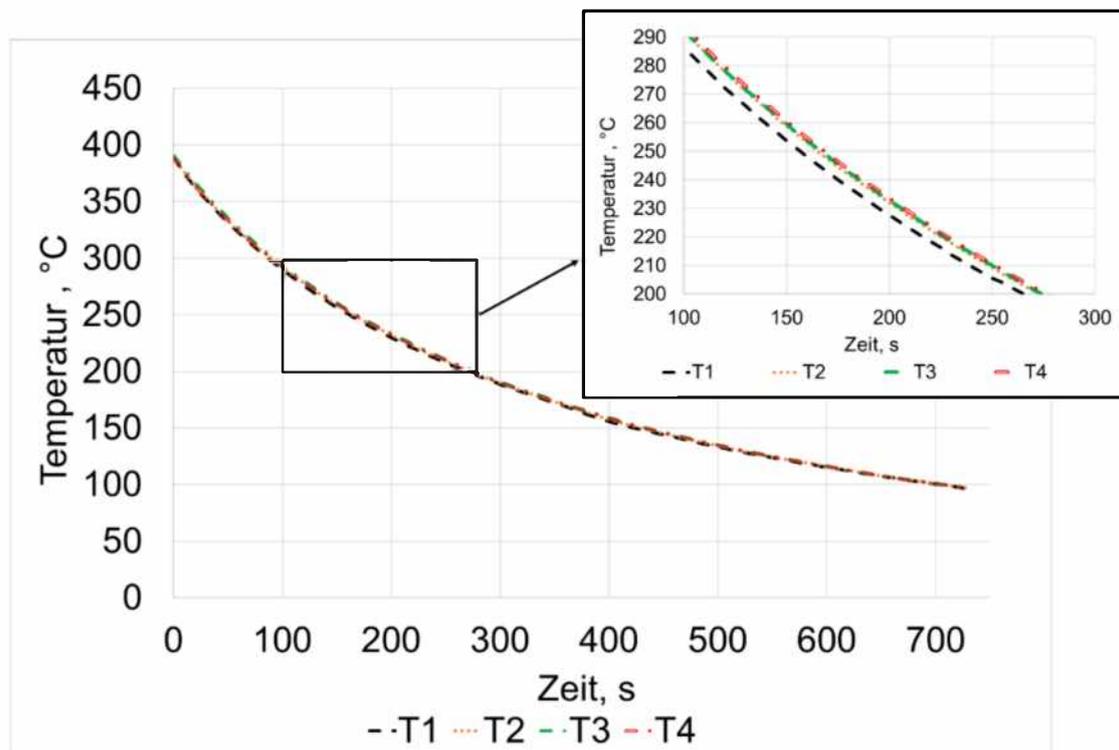


Abbildung 46: Mit Thermoelementen gemessene Temperaturen der Blechoberfläche beim Abkühlen

Die erfassten Temperaturergebnisse dienen im nächsten Schritt der Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen der Raumluft und der Magnesiumbandoberfläche. Zudem ist ein thermisches 2D Modell des Versuches zur Abkühlung des Magnesiumbleches in MATLAB basierend auf der OOPDE Bibliothek [139] erstellt worden. Die Identifizierung des Wärmeübergangskoeffizienten erfolgte mit Hilfe dieses FE Modells und der Optimization Toolbox von MATLAB, welche in Abbildung 47 schematisch

veranschaulicht ist. Die Vorgehensweise der Identifizierung der freien Parameter gleicht der im Kapitel 8.1 beschriebenen.

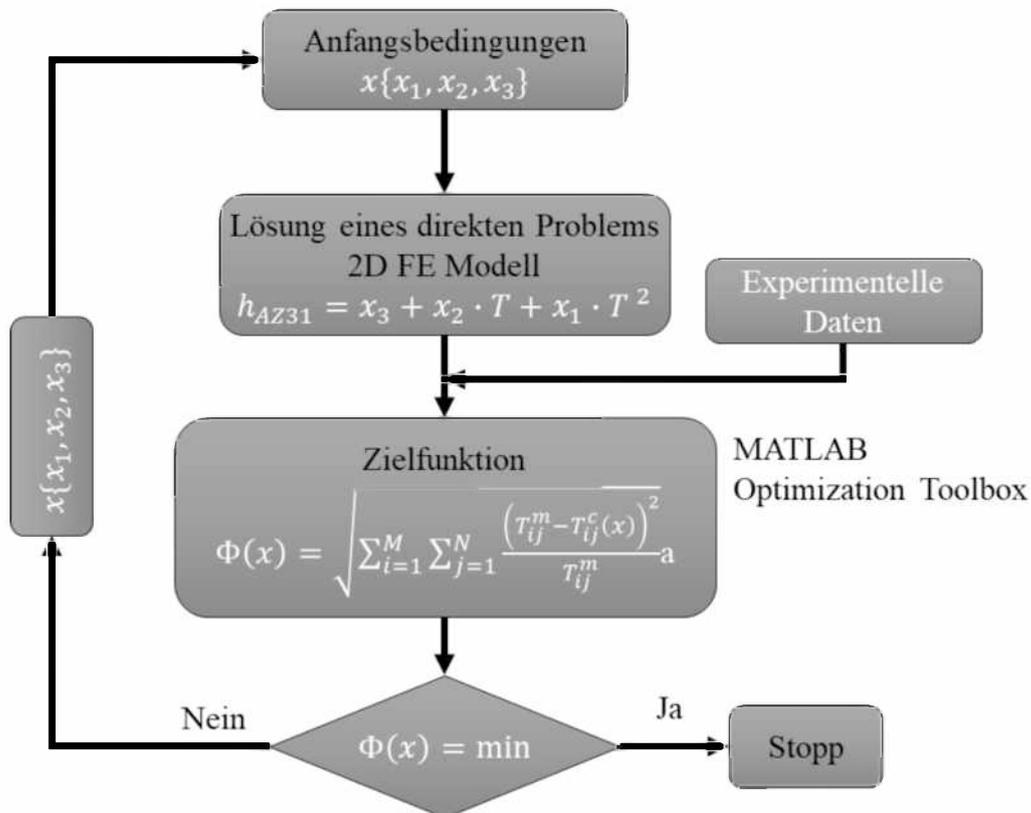


Abbildung 47: Flussdiagramm zur Identifizierung der Parameter für die Beschreibung des Wärmeübergangskoeffizienten zur Abkühlung der Oberfläche des Magnesiumbleches an der Luft

Der gesuchte Wärmeübergangskoeffizient ist durch ein Polynom der zweiten Ordnung in Abhängigkeit von der Magnesiumblechtemperatur beschrieben worden. Diese Funktion ist in der Gleichung (78) mit den identifizierten Parametern enthalten:

$$h_{AZ31} = 3,67 + 0,0314 \cdot T - 4,1 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 \quad (78)$$

wobei T die Oberflächentemperatur des Magnesiumbleches [°C] ist.

Abbildung 48 stellt den Vergleich zwischen den mit den Thermoelementen (TC1 – TC4) gemessenen Temperaturen und den berechneten Temperaturen beim Abkühlen des Magnesiumbleches an der ruhenden Luft dar. Die Thermoelemente TC5 – TC8 befanden sich symmetrisch zu den Thermoelementen TC1 – TC4. Dadurch weisen sie symmetrische Temperaturverläufe auf. Die Ergebnisse zeigen kleine Temperaturunterschiede entlang der Oberfläche in der Bandbreite beim Abkühlen an der ruhenden Luft auf. Das ist auf die hohe Wärmeleitfähigkeit des Magnesiums zurückzuführen.

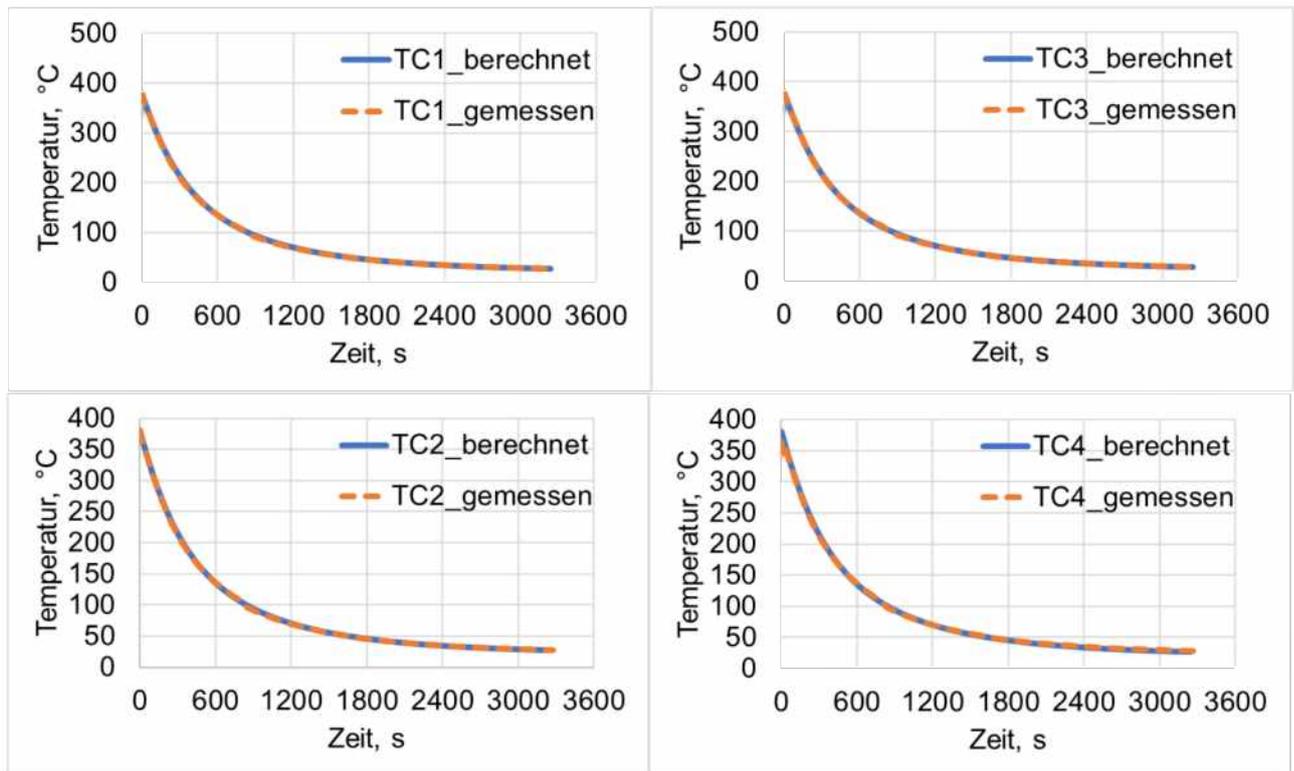


Abbildung 48: Vergleich zwischen den mit den Thermoelementen (TC1 - TC4) gemessenen Temperaturen und den berechneten Temperaturen beim Abkühlen der Magnesiumoberfläche an der ruhenden Luft

8.3 Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient im Coil

Die erhaltenen Ergebnisse der Temperaturmessungen aus den Versuchen mit Zylinderproben (siehe Kapitel 6.3.2.1) wurden zur Ermittlung der Randbedingung beim Kontakt des Warmstempels mit der Stirnfläche der Magnesiumprobe eingesetzt. Anschließend ist die ermittelte Randbedingung für das Modell zur Bestimmung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten im mehrschichtigen Körper verwendet worden. Die Bestimmung der Randbedingung und des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten erfolgte mit Hilfe des 2D FE Modells des Versuches und der Optimization Toolbox von MATLAB.

Die Abbildung 49 zeigt die gemessenen Temperaturen (Thermoelement TC1: Anfang der Probe und TC5: Ende der Probe) während des Versuchs mit einer Zylinderprobe im Vergleich zu einem mehrschichtigen Aufbau aus Ronden (5 mm dicke Ronden nach dem Gießwalzen, 1 mm dicke Ronden nach dem Warmwalzen).

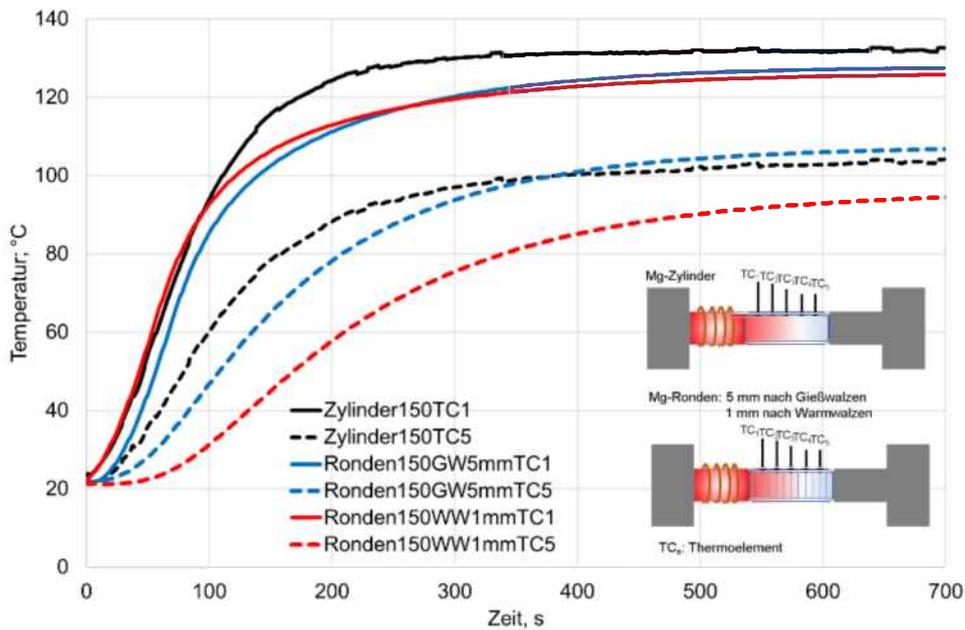


Abbildung 49: Vergleich der gemessenen Temperatur von Mg - Vollzylinder und - Ronden

8.3.1 Thermisches 2D FE Modell zu Versuchen mit Mg-Zylindern und - Ronden

Das thermische 2D FE Modell ist basierend auf der OOPDE Bibliothek [139] erstellt worden. Das Temperaturproblem wird wie folgt formuliert [140]:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} \right] = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (79)$$

wobei T die Temperatur des Körpers [°C], t die Zeit [s], κ_x , κ_y der richtungsabhängige Wärmeleitkoeffizient des Materials [W/m K], ρ die Dichte [kg/m³] und c_p die spezifische Wärmekapazität des Materials [J/kg K] sind.

Der Wärmeleitkoeffizient wird im Modell durch eine richtungsabhängige Matrix $\kappa = \begin{bmatrix} \kappa_x & 0 \\ 0 & \kappa_y \end{bmatrix}$ definiert, wobei κ_y die Wärmeleitfähigkeit des Materials und κ_x der äquivalente Wärmeleitkoeffizient entlang der mehrschichtigen Struktur sind. Im Falle des Vollzylinders ist die Wärmeleitfähigkeit des Materials richtungsunabhängig und entspricht der Wärmeleitfähigkeit von Magnesium, d.h. $\kappa_x = \kappa_y = \kappa_{Mg}$.

Ermittlung der Randbedingung

Zur Bestimmung der unbekanntenen Randbedingung beim Kontakt zwischen dem Warmstempel und der Magnesiumprobe ist ein inverses Problem unter Nutzung des thermischen 2D FE Modells und der Optimization Toolbox gelöst worden. Diese Randbedingung wurde durch einen Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Temperatur des Stempels beschrieben. Abbildung 50 stellt das formulierte Problem dar.

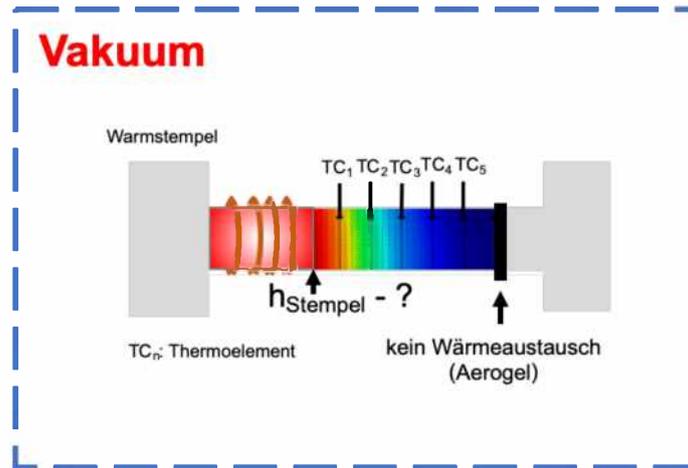


Abbildung 50: Problemformulierung zur Identifizierung der Parameter des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen dem Warmstempel und der Mg-Zylinderprobe

Der Wärmeübergangskoeffizient wird in der Arbeit durch eine logarithmische Funktion in Abhängigkeit von der Temperatur des Stempels formuliert

$$h_{stmpl} = x_1 \log(T) + x_2, \quad (80)$$

wobei T die Temperatur des Stempels [°C], x_1 und x_2 die freien Parameter sind.

Die freien Parameter sind durch die Minimierung der Zielfunktion identifiziert worden. Abbildung 51 fasst den Algorithmus zur Parameteridentifizierung durch ein Flussdiagramm zusammen. Die identifizierten Parameter sind der Tabelle 18 zu entnehmen.

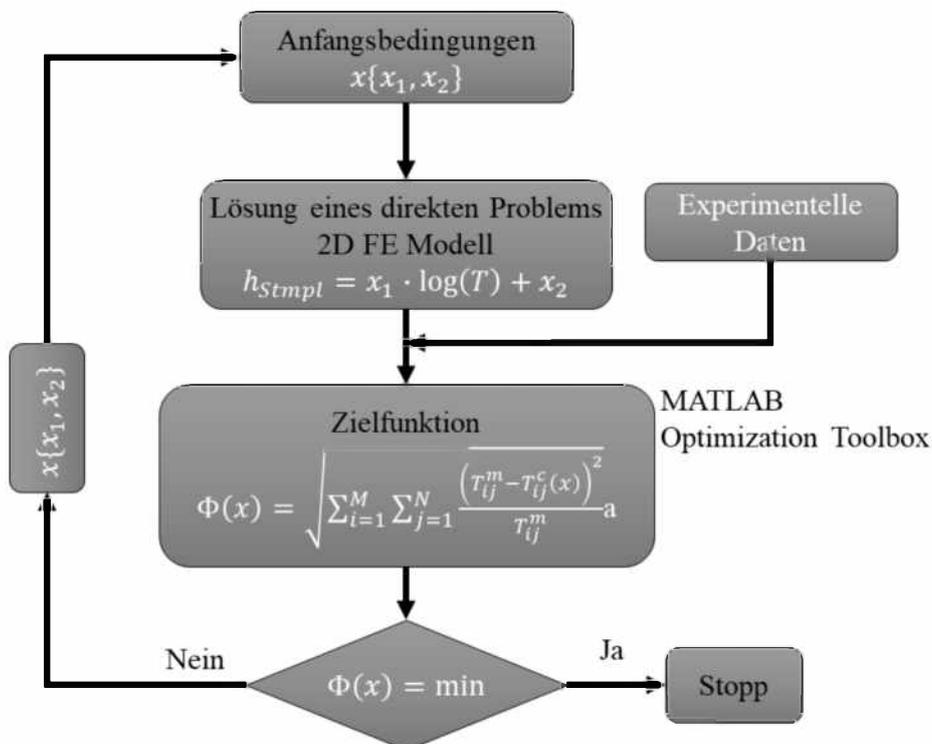


Abbildung 51: Flussdiagramm zur Identifizierung der Parameter zur Beschreibung des Wärmeübergangskoeffizienten beim Kontakt mit dem Stempel

Tabelle 18: Identifizierte Parameter zur Beschreibung des Koeffizienten für den Wärmeübergang zwischen dem Warmstempel und der Mg-Zylinderprobe

Material	x_1	x_2
AZ31	-213,02	1473,93

Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient für einen mehrschichtigen Körper

Der äquivalente Wärmeleitkoeffizient kann ebenfalls durch die Lösung eines inversen Problems bestimmt werden. Dabei wurde ein elasto-plastisches Kontaktmodell, welches im Kapitel 2.4.2 beschrieben worden ist, verwendet. Der Einsatz des elasto-plastischen Kontaktmodells ist jedoch mit einer Vielzahl von Einflussparametern verbunden. Viele von diesen Einflussparametern sind unbekannt und schwer quantifizierbar.

Daher wurde eine lokale Sensitivitätsanalyse (SA) durchgeführt. Durch die lokale SA wurde die Sensitivität der Parameter in einer Variation dieser Parameter abgeschätzt. Die lokale SA wird mit Hilfe der Differentialanalyse bestimmt. Das Sensitivitätsmaß in diesem Verfahren wird direkt aus der Definition der partiellen Ableitung abgeleitet, die für eine Modellausgabe in Bezug auf einen Modelleingangsparameter berechnet wird [155].

Hierzu wurden die folgenden Parameter ausgewählt:

- λ ist der dimensionslose relative Trennungsabstand zwischen beiden kontaktierenden Oberflächen,
- $f_{ep}(\epsilon_c^*)$ ist die elasto-plastische Modellfunktion als Funktion von der ϵ_c^* dimensionslosen Kenngröße für den Kontaktumformgrad,
- H_{ep} ist die Härte des Materials,
- m ist die effektive mittlere absolute Oberflächenneigung,
- η ist die mittlere quadratische Abweichung des Profils für eine gegebene Oberfläche.

Die allgemeine Formulierung lässt sich so formulieren:

$$y = y(t, x), \quad (81)$$

wobei $x = \{\lambda, f_{ep}, H_{ep}, m, \eta\}$ der Vektor der zu schätzenden Parameter, t die Zeit [s] und y die Lösung sind.

Der Effekt der Parameteränderung auf die Lösung zum Zeitpunkt t kann durch eine Taylor-Reihe ausgedrückt werden:

$$y(t, x + \Delta x) = y(t, x) + \sum_i \frac{\partial y}{\partial x_i} \Delta x_i + \frac{1}{2} \sum_i \sum_j \frac{\partial^2 y}{\partial x_i \partial x_j} \Delta x_i \Delta x_j + \dots \quad (82)$$

Der Term erster Ordnung der lokalen SA definiert die Sensitivitätsmatrix \mathbf{S} [155]:

$$\mathbf{S} = [s_{ij}] = \left[\frac{\partial y_j}{\partial x_i} \right]. \quad (83)$$

In der Arbeit wird die Sensitivitätsmatrix durch eine Finite-Differenzen Approximation bestimmt:

$$\frac{\partial y}{\partial x_i} \cong \frac{y(x_i + \Delta x_i) - y(x_i)}{\Delta x_i} \quad (84)$$

Die Ergebnisse der lokalen Sensitivitätsanalyse lassen sich grafisch darstellen (siehe Abbildung 52). Als empfindlichste Parameter sind die Kenngrößen λ und η identifiziert worden. Die genannten Parameter wurden experimentell ermittelt, so dass diese auch mit Messfehlern behaftet sind. Aus diesem Grund sind sie zusätzlich als eine Funktion von freien Parametern zur Parameteridentifizierung formuliert worden.

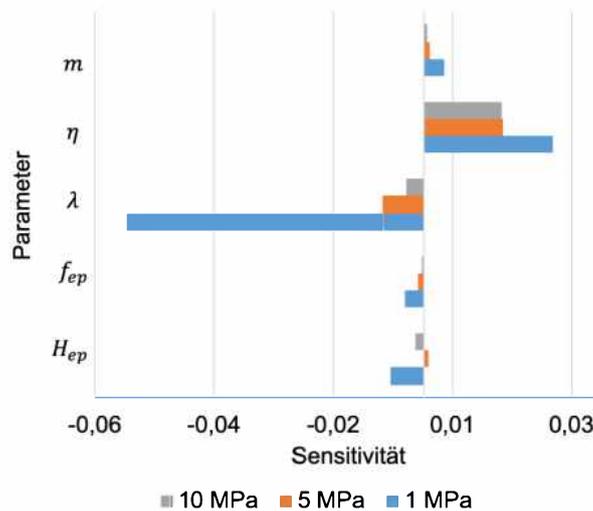


Abbildung 52: Parametersensitivität in Bezug auf den Wärmeleitkoeffizient

Deren Formulierungen sind den Gleichungen (85) und (86) zu entnehmen.

$$\lambda = x_1 + x_2 \sqrt{2} \operatorname{erfc}^{-1} \left(\frac{2P}{f_{ep}(\epsilon_c^*) \cdot H_{ep}} \right), \quad (85)$$

$$\eta = (1 + x_3) \cdot \sqrt{2} \cdot R_q, \quad (86)$$

wobei x_1, x_2, x_3 die dimensionslosen Anpassungskoeffizienten (freie Parameter), R_q die quadratische Rauheit (siehe Tabelle 19), P der Kontaktdruck [MPa] und erfc die komplementäre (bzw. konjugierte) Fehlerfunktion sind.

Die Rauheitsmessung wurde mit Hilfe eines Rauheitsmessgeräts HOMMEL T1000 durchgeführt. Die gemessenen Werte sind der Tabelle 19 zu entnehmen. Jede Messung wurde drei Mal wiederholt, um statistisch abgesicherte Ergebnisse zu erhalten.

Tabelle 19: Ergebnisse zu Rauheitsmessungen für unterschiedliche Oberflächen

Dicke	Oberfläche	Ra [μm]	Rq [μm]
1 mm	nach Warmwalzen	0,35±0,04	0,41±0,08
5 mm	nach Gießwalzen	0,40±0,09	0,53±0,15
	nach Glühen 10 Stunden	0,36±0,12	0,77±0,16
	nach Glühen 20 Stunden	0,46±0,14	0,89±0,19

Die anderen untersuchten Parameter in der Abbildung 52 besitzen einen geringfügigen Einfluss auf den Wärmeleitkoeffizienten. Aus diesem Grund werden sie als konstante Werte angenommen.

Abbildung 53 stellt eine schematische Problemformulierung zur Bestimmung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten im mehrschichtigen Körper dar.

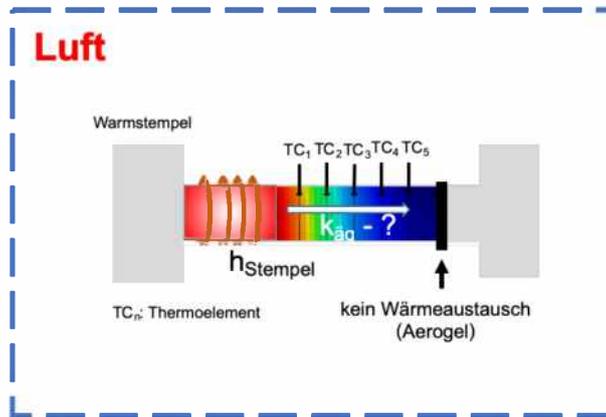


Abbildung 53: Schematische Problemformulierung zur Lösung des inversen Problems
Der Ablauf zur Identifizierung der unbekannt Parameter zur Beschreibung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten im mehrschichtigen Körper ist in der Abbildung 54 in Form eines Flussdiagramms gezeigt.

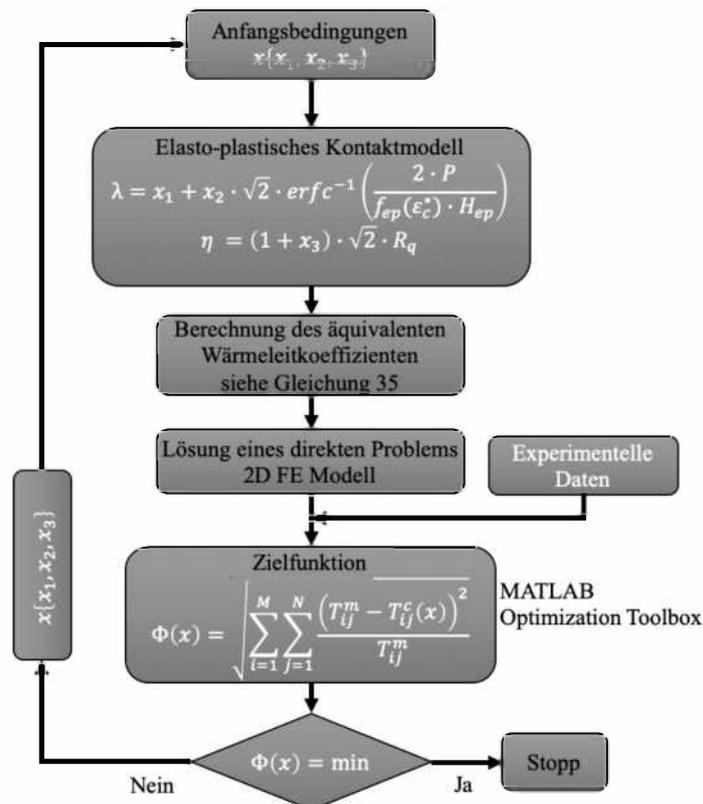


Abbildung 54: Flussdiagramm zur Identifizierung der Parameter zur Beschreibung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten im mehrschichtigen Körper

Die identifizierten Parameter sind in Tabelle 32 – 33 zusammengestellt (siehe Anhang). Abbildungen 55 – 57 stellen die berechneten äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten in Abhängigkeit vom Oberflächenzustand, der Temperatur und dem Anpressdruck dar.

Die Ergebnisse der Versuche mit unterschiedlichen Schichtdicken verdeutlichen, dass 5 mm dicke Ronden einen schnelleren Wärmetransport aufweisen als Ronden mit einer Dicke von 1 mm. Dieser Umstand ist auf die Gesamtanzahl der Kontaktzonen zurückzuführen, da jede Kontaktzone als Wärmewiderstand dient. Darüber hinaus lässt sich feststellen, dass der Einfluss der Dicke mit steigendem Druck und Temperatur abnimmt. Mit steigendem Druck vergrößert sich die Kontaktfläche infolge der Verformung im Bereich der Rauheitsspitzen. Im Falle der Temperaturerhöhung findet eine Materialausdehnung statt, welche auch zur Erhöhung des Druckes und damit der Kontaktfläche in der Kontaktzone führt. Der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit (gießgewalzt und gegläht) kann ebenfalls miteinander verglichen werden. Die Proben nach dem Glühen weisen einen langsameren Wärmetransport auf. Dies ist auf die während des Glühens gebildete Oxidschicht zurückzuführen [104].

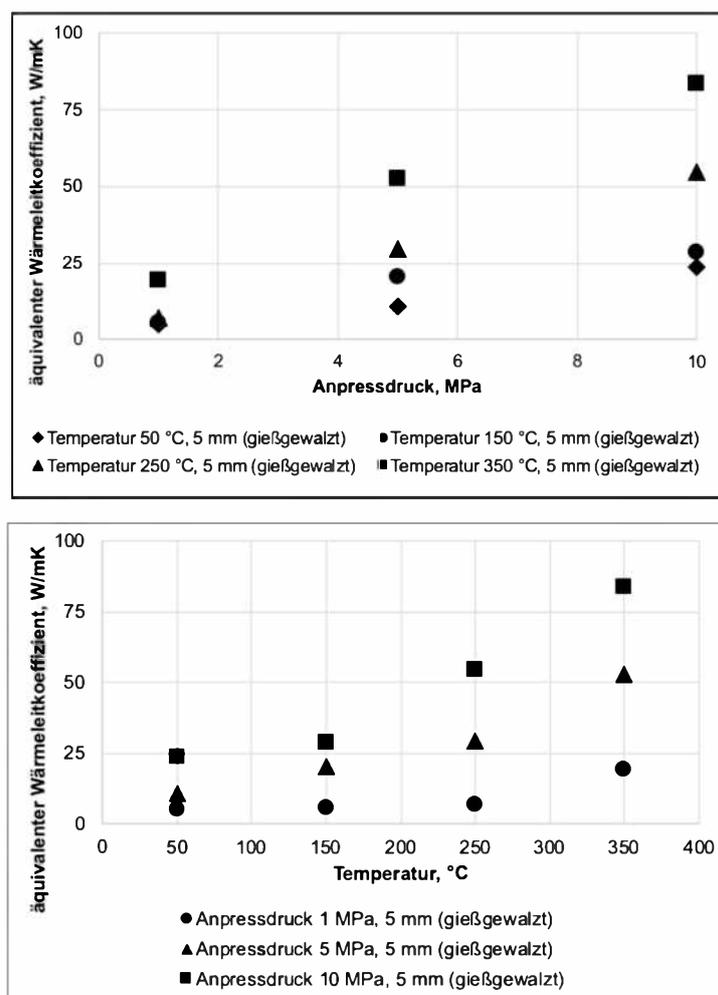


Abbildung 55: Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient für 5 mm dicke Mg-Ronden in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Anpressdruck

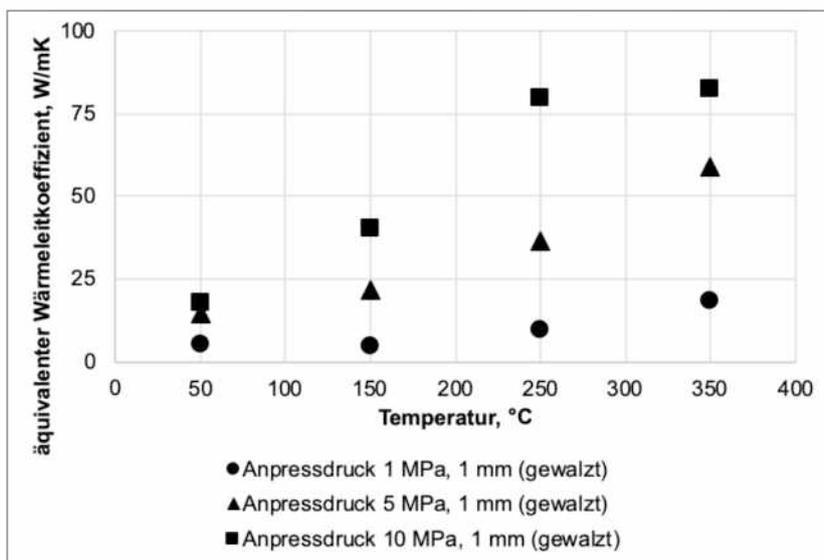
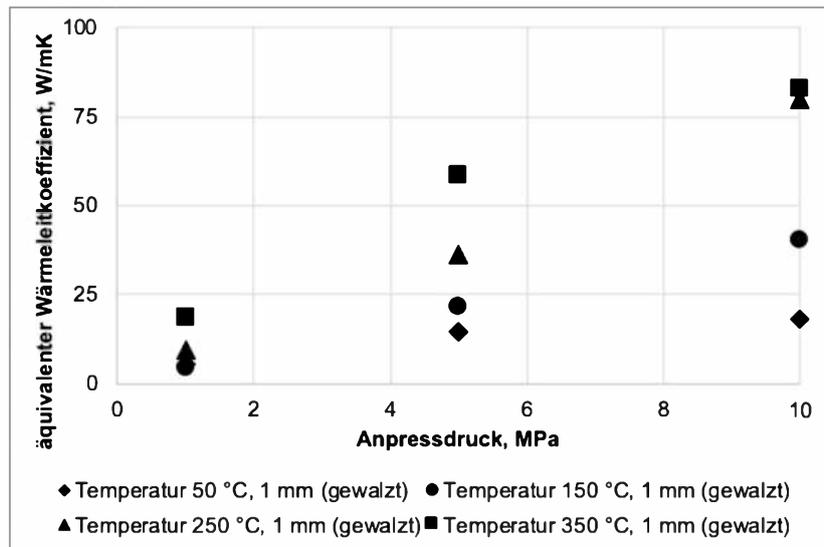
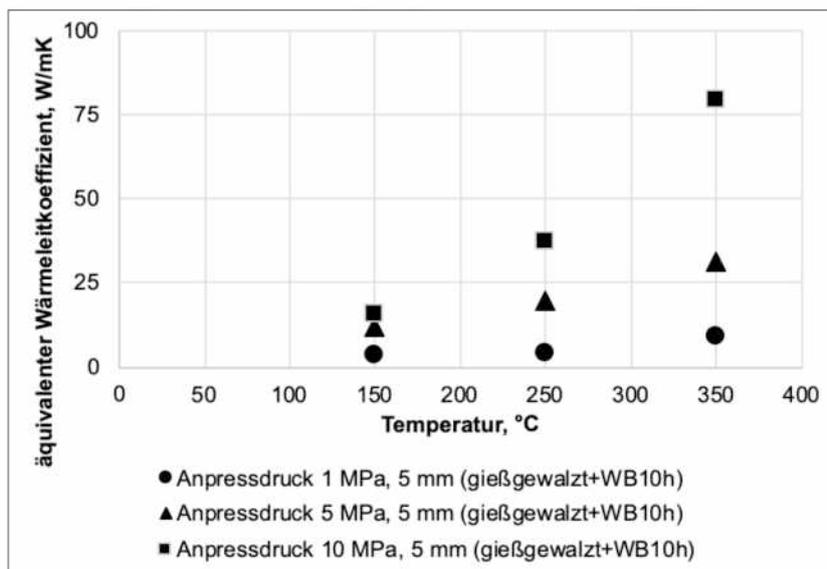


Abbildung 56: Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient für 1 mm dicke Mg-Ronden in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Anpressdruck



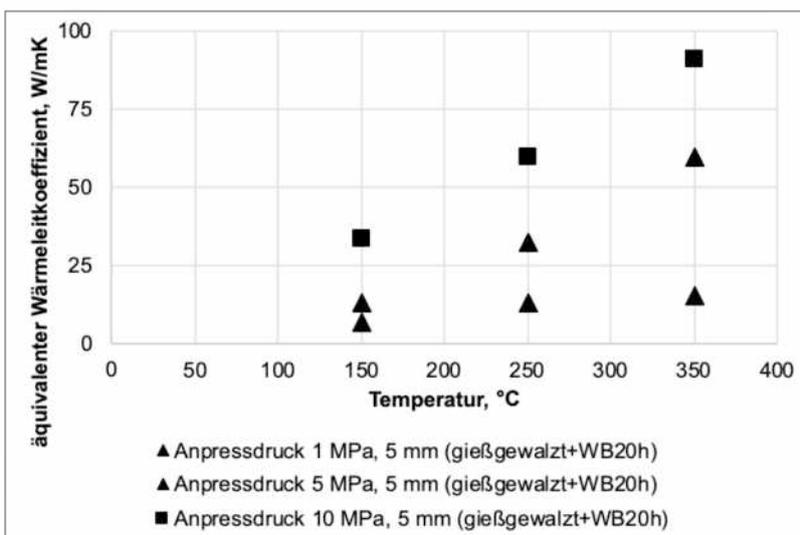
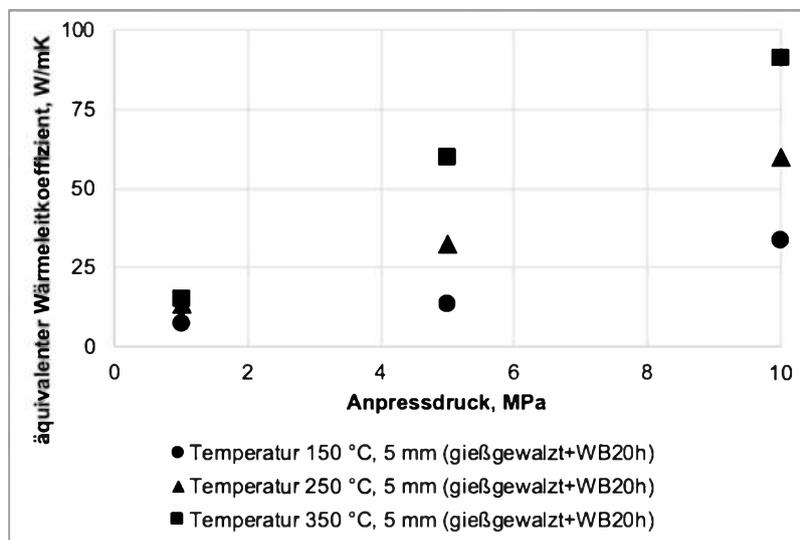
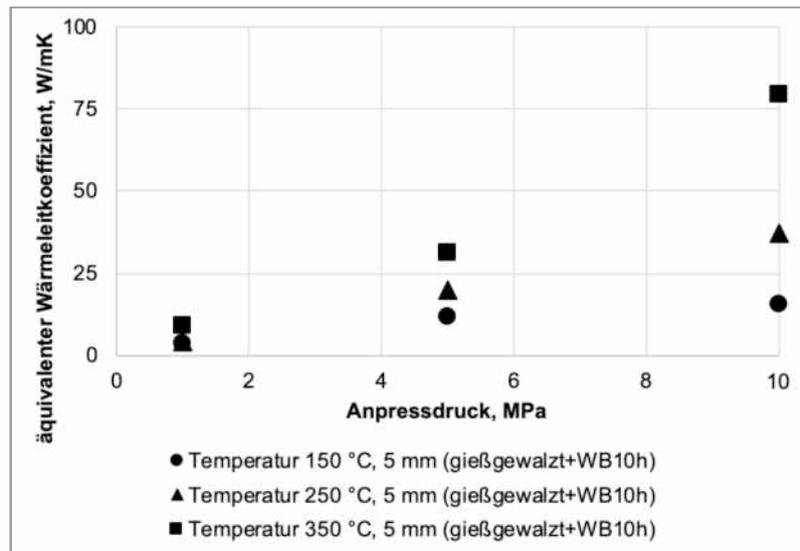


Abbildung 57: Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient für 5 mm dicke Mg-Ronden nach dem Gießwalzen und der Wärmebehandlung mit einer Dauer von 10 h und 20 h in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Anpressdruck

8.3.2 Beschreibung des Einflusses mehrerer Parameter auf den äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten mit Hilfe des Response Surface Modells

Zur Beschreibung des Einflusses von mehreren Parametern auf den äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten ist das Response Surface Modell verwendet worden. Das Response Surface Modell beruht auf einem Polynom der zweiten Ordnung in Abhängigkeit von drei Variablen. Der äquivalente Wärmeleitkoeffizient wurde in Abhängigkeit von dem Druck, der Schichtdicke und der Temperatur formuliert:

$$\kappa_{\text{äq}}(P, T, t) = x_1 P + x_2 T + x_3 t + x_4 P T + x_5 T t + x_6 P t + x_7 P^2 + x_8 \vartheta T^2 + x_9 t^2 \quad (87)$$

Die unbekanntenen Koeffizienten $x_{i=1,\dots,9}$ wurden mit Hilfe der Optimization Toolbox von MATLAB identifiziert. Der Ablauf zur Identifizierung von unbekanntenen Parametern ist der Abbildung 58 zu entnehmen.

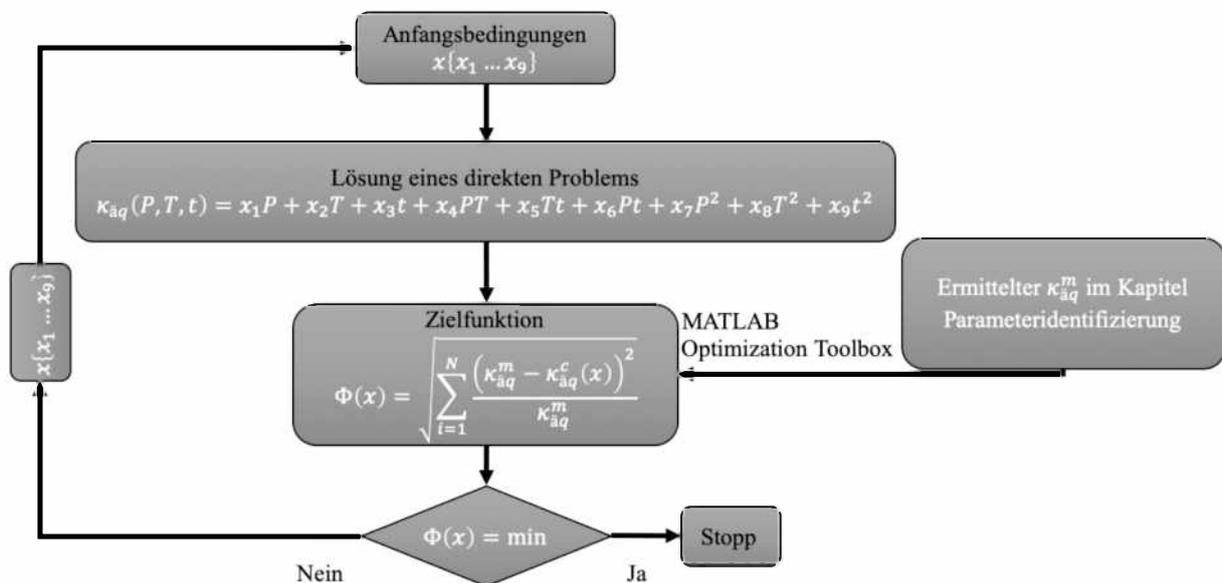


Abbildung 58: Flussdiagramm zur Aufstellung des Response Surface Modells

Die identifizierten Parameter sind in der Tabelle 20 gezeigt. Diese gelten nur innerhalb des Bereiches, indem die experimentellen Versuche durchgeführt worden sind:

- Schichtdicke: 1 bis 5 mm
- Druck zwischen den Schichten: 1 bis 10 MPa
- Temperatur: 50 bis 350°C

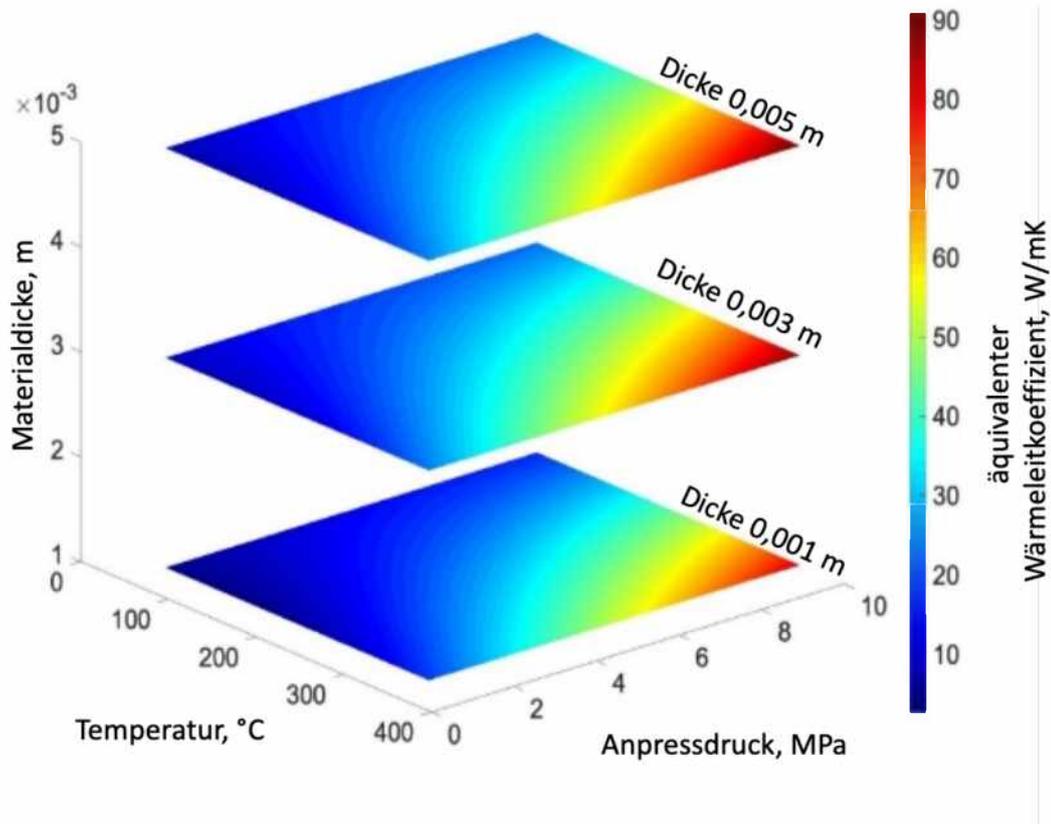
Tabelle 20: Identifizierte Koeffizienten für das Response Surface Modell

x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7	x_8	x_9
1,82	-0,079	4874,88	0,018	2,23	84,45	-0,129	0,0003	-688826,9

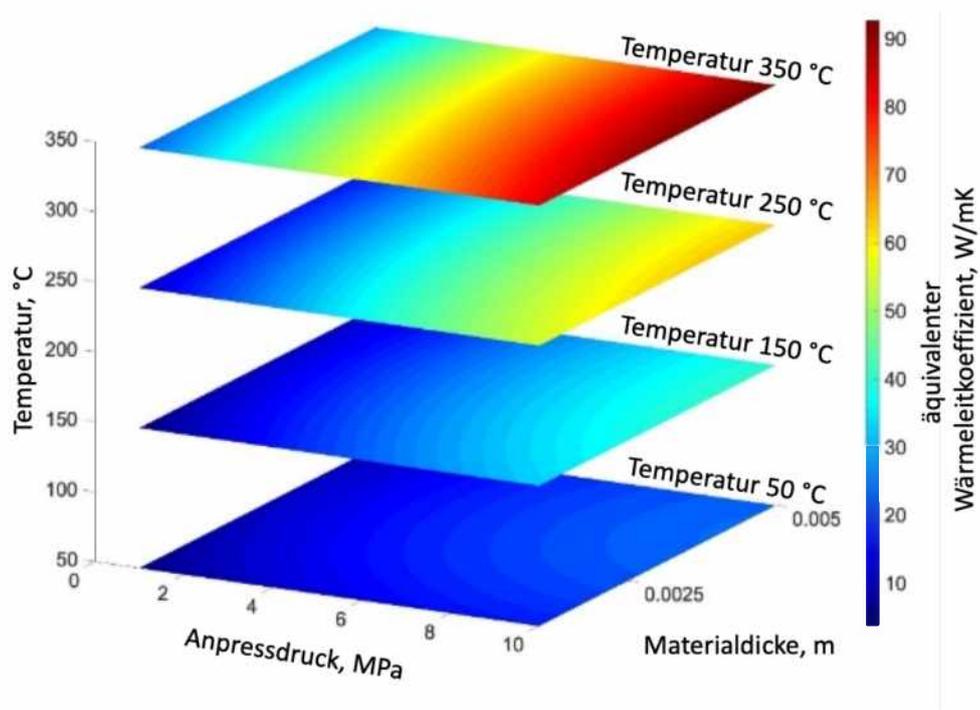
Als Ergebnis lässt sich der äquivalente Wärmeleitkoeffizient als eine Funktion in Abhängigkeit von dem Anpressdruck, der Schichtdicke und der Temperatur durch das

Response Surface Modell darstellen. Abbildung 59 zeigt das Response Surface Modell für den äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten in Abhängigkeit von den Einflussparametern.

a) Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient als Funktion von der Temperatur und dem Anpressdruck bei drei konstanten Materialdicken



b) Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient als Funktion von der Materialdicke und dem Anpressdruck bei vier konstanten Temperaturen



c) Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient als Funktion von der Temperatur und der Materialdicke bei drei konstanten Anpressdrücken

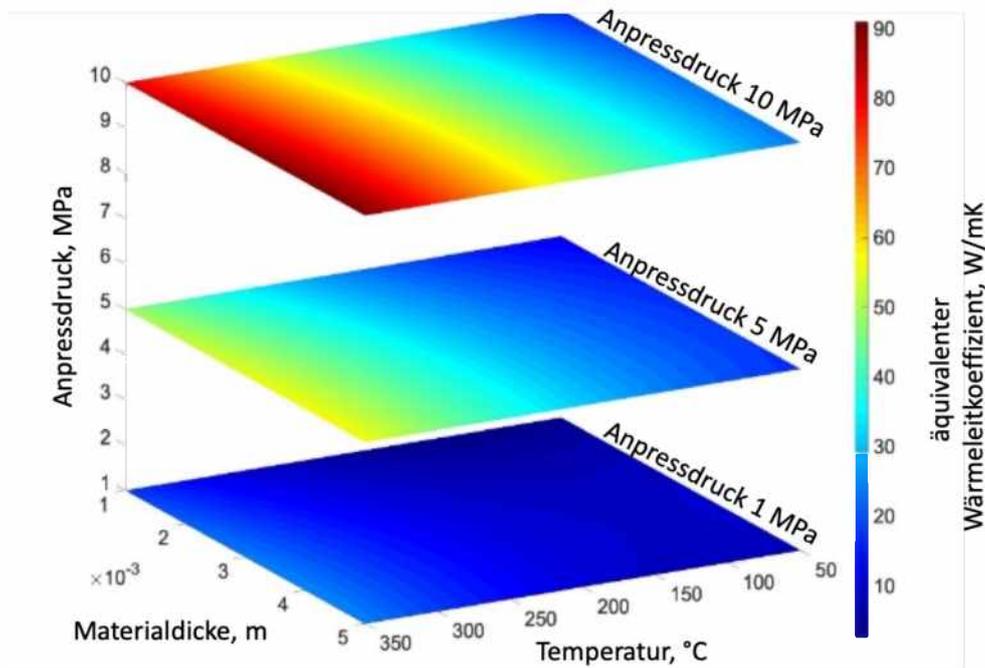


Abbildung 59: Mit dem Response Surface Modell Berechneter äquivalenter Wärmeleitkoeffizient der Magnesiumlegierung AZ31 in Abhängigkeit von den Einflussparametern

8.4 Ergebnisse der Temperaturmessungen und Berechnungen

8.4.1 Erwärmung des Coils im Luftumwälzofen

Die Versuche zur Erwärmung des Coils aus der Magnesiumlegierung AZ31 wurden mit der Messung der Ofenraumtemperatur mit Hilfe eines Thermoelements begleitet. Abbildung 60 stellt die gemessene Temperatur im Ofen dar.

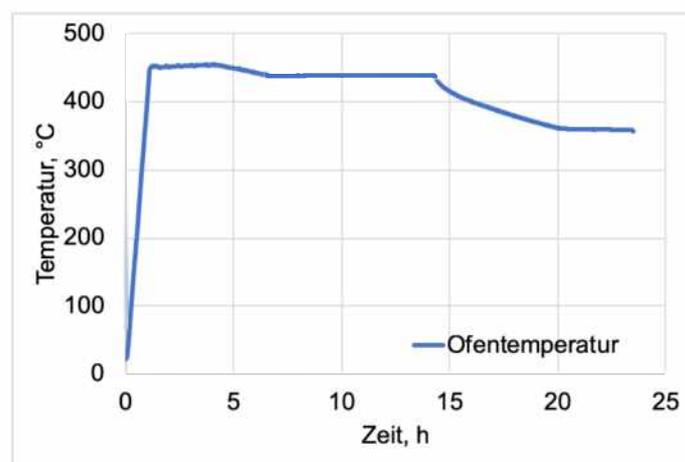


Abbildung 60: Eingesetzter Ofenzyklus zur Erwärmung des Coils

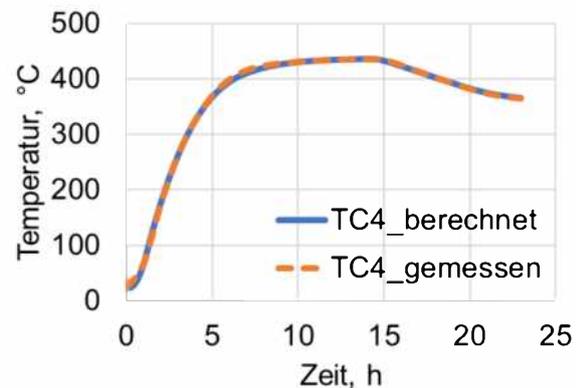
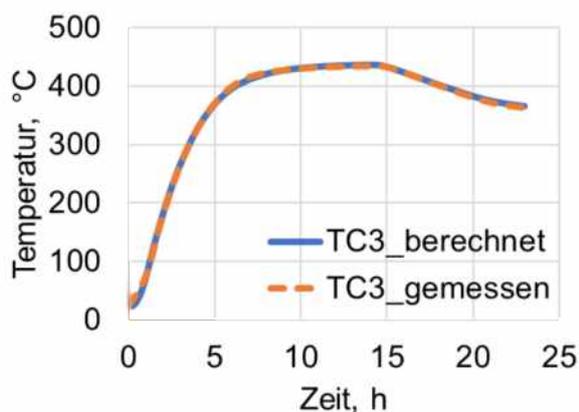
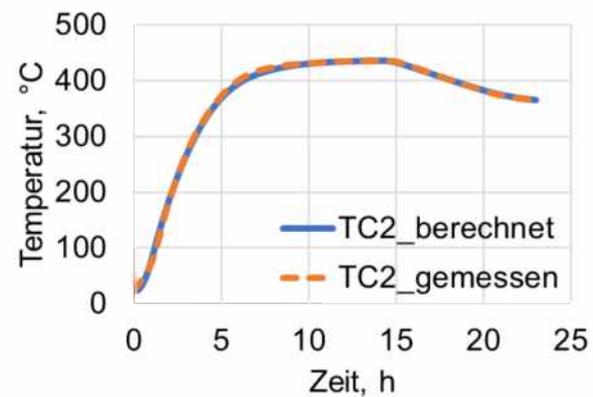
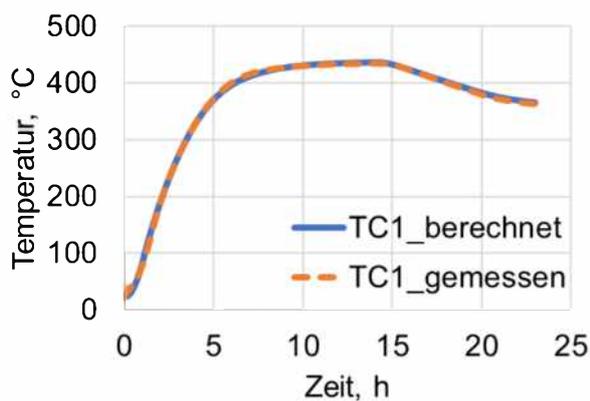
In Abbildung 61 werden die gemessenen Temperaturen während des Ofenzyklus mit den berechneten Temperaturen aus dem Coil Modell verglichen. Die Position der Thermoelemente ist der Abbildung 41 zu entnehmen. Bei der Berechnung der Erwärmung des Coils ist der identifizierte Wärmeübergangskoeffizient im Kapitel 8.1 eingesetzt worden.

Der Berechnungsfehler für jedes einzelne Thermoelement ist gemäß der Gleichung (88) berechnet worden. Tabelle 21 zeigt die Berechnungsfehler für die einzelnen Thermoelemente (TC1 – TC5) im Coil auf.

$$Fehler, \% = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (T_{gemessen} - T_{berechnet})^2}{n}} \cdot 100 \%. \quad (88)$$

Tabelle 21: Abweichung zwischen der Berechnung und Messung in Prozent für jedes einzelne Thermoelement im Coil bei der Erwärmung

TC1	TC2	TC3	TC4	TC5
1,1%	1,5%	1,7%	0,8%	1,4%



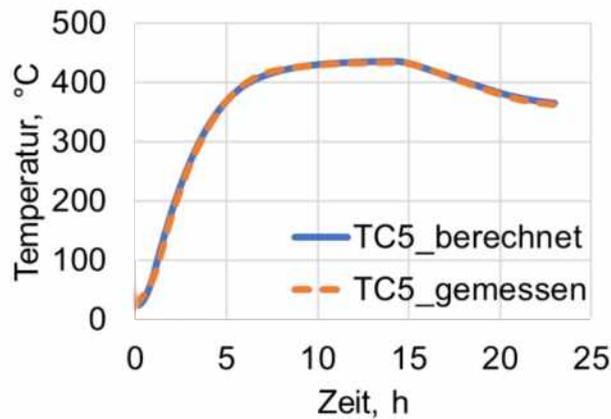


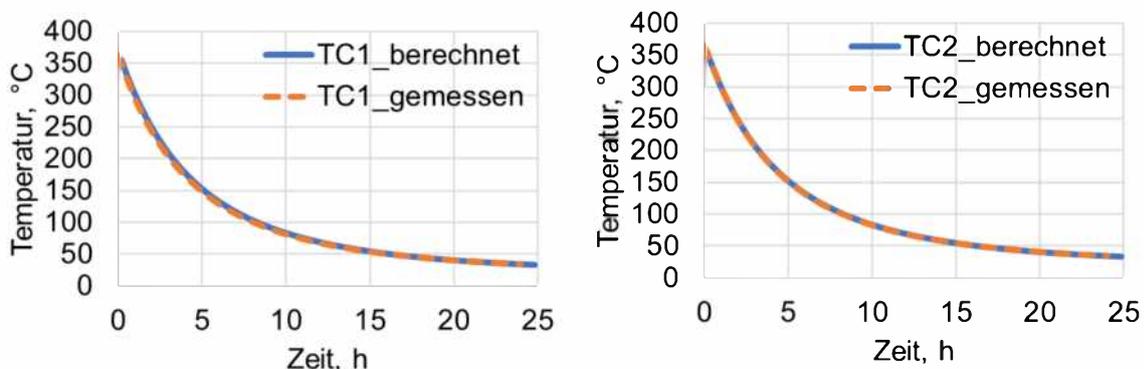
Abbildung 61: Vergleich der mit den Thermoelementen gemessenen Temperaturen mit den berechneten Temperaturen bei der Erwärmung im Coil

Diese Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Werten auf. Daher kann mit Hilfe des Coil Modells die Optimierung der Wärmestrategie des Coils durchgeführt werden. Das stand jedoch nicht im Fokus dieser Arbeit.

8.4.2 Abkühlung des Coils an der Luft

Die Abkühlung des Coils findet während des Transportes zum Dorn (Haspel) der Walzanlage oder während des Ab- / Aufwickelns im Zuge des reversierenden Warmwalzens statt. Abbildung 62 stellt den Vergleich der Berechnungsergebnisse der Abkühlung des Coils an der Luft und der gemessenen Temperaturen dar. Die Position der Thermoelemente im Coil entsprach der Position während des Wärmens. Bei der Berechnung der Coilabkühlung ist der im Kapitel 8.2 identifizierte Wärmeübergangskoeffizient eingesetzt worden.

Die Abweichung zwischen der Berechnung und der Messung in Prozent für die einzelnen Thermoelemente wurde gemäß der Gleichung (88) berechnet. Tabelle 22 zeigt die dazugehörigen Werte für die einzelnen Thermoelemente im Coil auf. Die berechneten Werte bei der Abkühlung des Coils an der ruhenden Luft weisen eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen Werten auf.



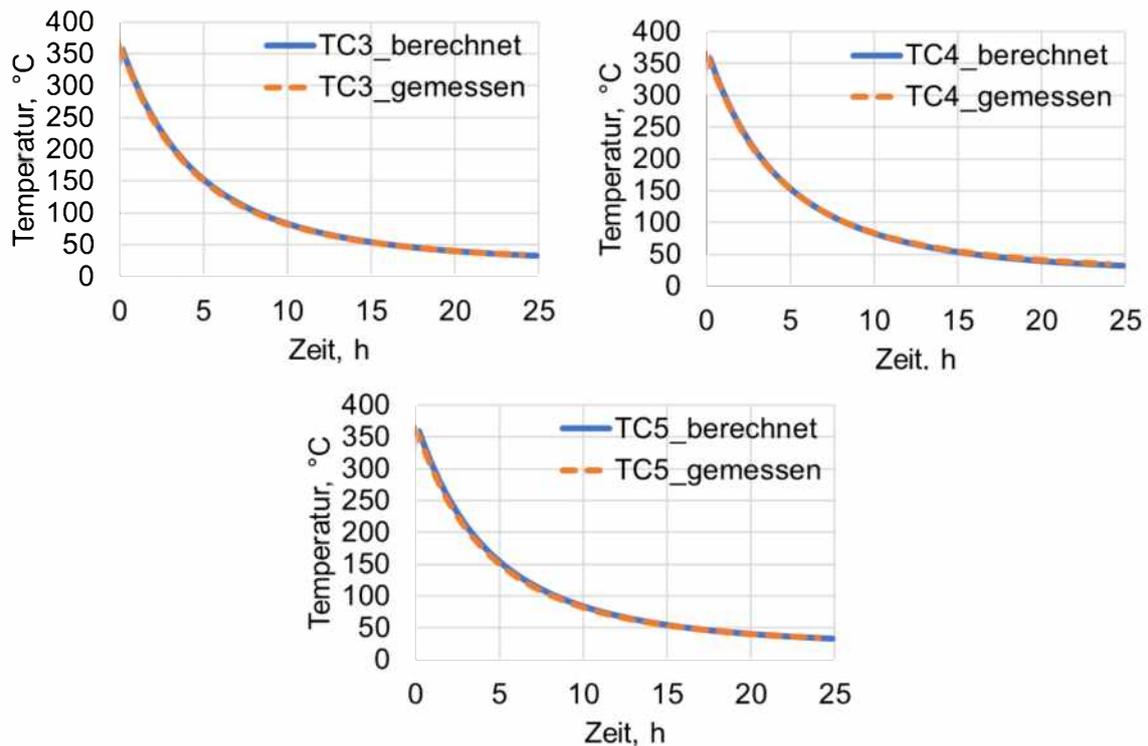


Abbildung 62: Vergleich der mit den Thermoelementen gemessene Temperaturen mit den berechneten Temperaturen bei der Abkühlung des Coils

Tabelle 22: Abweichung zwischen der Berechnung und der Messung der einzelnen Thermoelemente (TC1 – TC5) bei der Abkühlung im Coil

TC1	TC2	TC3	TC4	TC5
1,7%	1,2%	1,4%	1,2%	1,6%

8.4.3 Temperaturmessungen beim reversierenden Warmwalzen

Ergebnisse der Temperaturmessungen bei den Walzversuchen und Vergleich mit den Berechnungsergebnissen

In Tabelle 23 sind die berechneten Mittelwerte sowie deren Standardabweichungen für die erfassten Oberflächentemperaturen in der Mitte der Coilbreite am Anfang ($\overline{TA_{Mitte}}$) und Ende ($\overline{TE_{Mitte}}$) des Walzversuches gezeigt. Basis waren die Daten in Tabellen 12 – 14. Diese Werte sind der Anzahl der Walzstiche in der Walzkampagne zugeordnet. Die Temperatur der Coiloberfläche vor dem Walzvorgang war bei allen Walzkampagnen vergleichbar und betrug 355 ± 5 °C. Die Temperatur des Coils am Ende des Walzvorgangs nimmt mit der Anzahl der Walzstiche (siehe Tabelle 23) ab.

Tabelle 23: Mittelwerte und Standardabweichungen der erfassten Anfangs- und Endtemperaturen des Coils in Abhängigkeit von der Anzahl der Walzstiche

Gesamtanzahl der Stiche	$\overline{TA_{Mitte}}$ °C	TA_{Mitte} °C Stand.Abw	$\overline{TE_{Mitte}}$ °C	TE_{Mitte} °C Stand.Abw.	$\overline{TA_{Mitte}} - \overline{TE_{Mitte}}$ °C
1	358	± 5	312	± 8	46

2	355	±5	304	±14	51
3	355	±5	286	±11	69

Zur Validierung des thermischen Modells und dessen Randbedingungen wurden 10 repräsentative Walzversuche mit einem, zwei und drei Walzstichen ausgewählt. Die mit dem Pyrometer erfassten Temperaturen bei diesen Walzversuchen sind der Tabelle 24 zu entnehmen. Für die Validierung wurde das 2D Modell eingesetzt, welches die Temperaturentwicklung während des reversierenden Warmwalzens in der Mitte des Bandes simuliert. Somit können die berechneten Ergebnisse mit den gemessenen Temperaturen in der Mitte des Bandes verglichen werden.

Tabelle 24: Ausgewählte Walzversuche zur Validierung des 2D Modells (Temperaturmessung in der Mitte des Warmbandes)

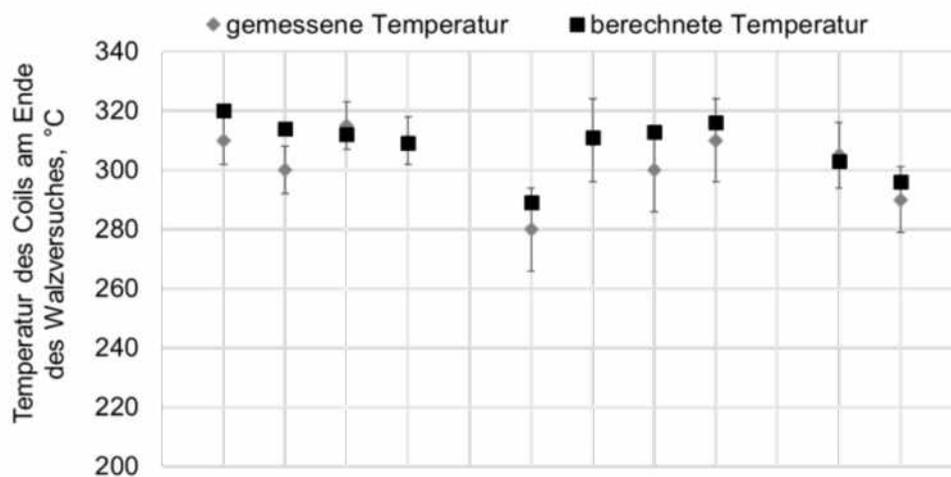
Walzversuch Nr.	Stichplan (mm)	Walzgeschwindigkeit (m/min)	gemess. $T_{A_{Mitte}}$ (°C)	gemess. $T_{E_{Mitte}}$ (°C)
1	5,35 → 3,85	120	360	310
2	5,30 → 3,50	100	360	300
3	5,30 → 3,50	120	340	315
4	5,35 → 3,30	120	360	310
5	5,35 → 3,30 → 2,10	100	360	280
6	5,35 → 3,70 → 2,50	100	355	310
7	5,35 → 3,90 → 2,80	100	355	300
8	5,35- → 3,90- → 2,80	120	360	310
9	5,35 → 3,9 → 2,75 → 2,0	100	347	305
10	5,35 → 3,70 → 2,50 → 1,90	100	355	290

Die Gegenüberstellung der berechneten und gemessenen Temperaturen sind der Tabelle 25 zu entnehmen. Abbildung 63 zeigt den Temperaturvergleich zwischen den berechneten und gemessenen Temperaturen, welche der Anzahl der Walzstiche und der Enddicke zugeordnet sind. Diese Ergebnisse zeigen, dass die berechneten Werte gut mit den gemessenen Werten übereinstimmen (siehe Tabelle 25). Darüber hinaus lässt sich feststellen, dass die Temperaturverluste auch von der Endbanddicke abhängig sind. Dies stimmt mit den Literaturerkenntnissen [76, 156] überein.

Die Ergebnisse haben auch gezeigt, dass das 2D Modell für das reversierende Warmwalzen die Temperaturentwicklung in der Mitte des Bandes rechnerisch gut wiedergeben kann. Das 2D Modell kann demzufolge für eine beliebige Anzahl der Walzstiche beim reversierenden Warmwalzen eingesetzt werden.

Tabelle 25: Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Temperaturen

1 Walzstich				
Walzversuch Nr.	1	2	3	4
gemessene TE_{Mitte} (°C)	310	300	315	310
berechnete TE_{Mitte} (°C)	320	314	312	309
Abweichung (%)	3,2	4,7	1,0	0,3
2 Walzstiche				
Walzversuch Nr.	5	6	7	8
gemessene TE_{Mitte} (°C)	280	310	300	310
berechnete TE_{Mitte} (°C)	289	311	313	316
Abweichung (%)	3,2	0,3	4,3	1,9
3 Walzstiche				
Walzversuch Nr.	9	10		
gemessene TE_{Mitte} (°C)	305	290		
berechnete TE_{Mitte} (°C)	303	296		
Abweichung (%)	0,7	2,1		



	1 Walzstich				2 Walzstiche				3 Walzstiche		
Ausgangsdicke, h_0 [mm]	5,35	5,35	5,35	5,35	5,35	5,35	5,35	5,35	5,35	5,35	5,35
Enddicke, h_1 [mm]	3,85	3,50	3,50	3,30	2,10	2,50	2,80	2,80	2,0	1,9	

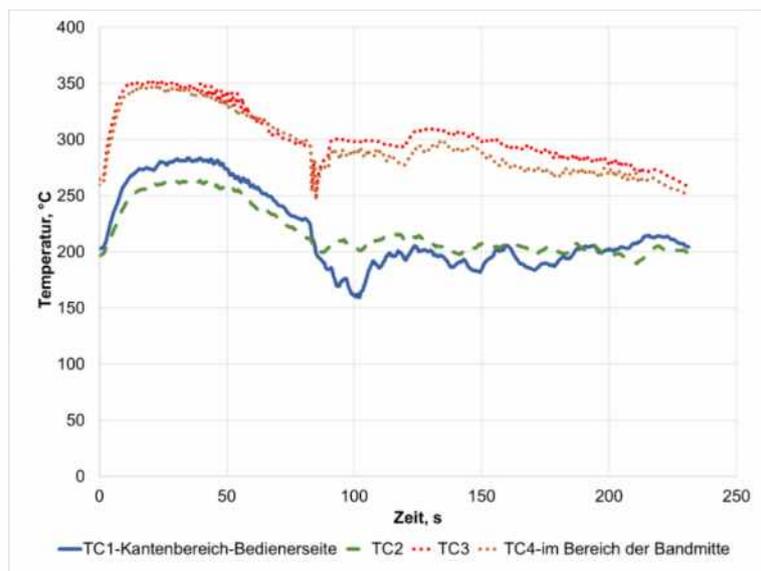
Abbildung 63: Ergebnisse zur Validierung des 2D Modells (Mitte des Bandes)

Temperaturmessungen über die Bandbreite mit den „Schleif“ Thermoelementen und Vergleich mit den Ergebnissen der Temperaturberechnung

Die weiteren Versuche zur kontinuierlichen Temperaturmessung des Bandes während des reversierenden Warmwalzvorganges wurden mit Hilfe der „Schleif“ Thermoelemente durchgeführt. Die Messung erfolgte an einer stationären Stelle, und zwar rechts vom Walzspalt. Dadurch wurde die Temperatur bei den geraden Walzstichen nach dem Walzspalt gemessen, während die Messung bei den ungeraden Stichen vor dem Walzspalt erfolgte.

Die mit den „Schleif“ Thermoelementen gemessenen Temperaturen sind in der Abbildung 64 (Teilbild a und b) dargestellt. Die Messergebnisse wurden in zwei Teile untergliedert, d.h. Teilbild a: Messergebnisse von der Bedienerseite bis zur Mitte und Teilbild b: Messergebnisse von der Mitte bis zur Antriebsseite. Dadurch soll die Übersichtlichkeit der Ergebnisse gewährleistet werden. Die Walzbedingungen und die Position der Thermoelemente sind im Kapitel 6.5 beschrieben worden.

a)



b)

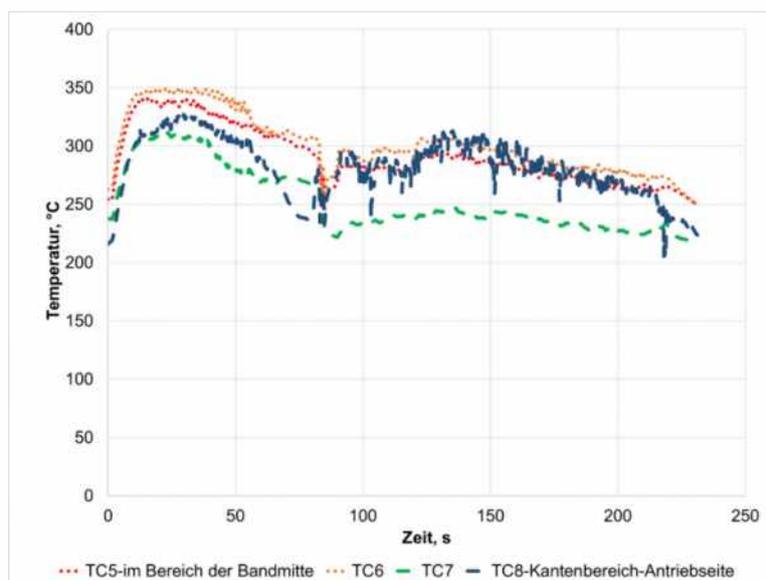


Abbildung 64: Temperaturmessergebnisse mit den „Schleif“ Thermoelementen beim zweistichigen reversierenden Warmwalzen:
(a) von der Bedienerseite bis zur Mitte und
(b) von der Mitte bis zur Antriebsseite

Diese Ergebnisse weisen große Schwankungen auf. Insbesondere im Bereich der Bandkanten treten Schwankungen auf. Außerdem ist festzustellen, dass die Temperaturverteilung über die Bandbreite asymmetrisch ist (siehe Abbildung 65).

Die Unterschiede zwischen der Mitte und dem Kantenbereich des Bandes auf der Bedienerseite betragen bis zu 50 °C. Während die Antriebsseite eine Differenz von bis zu 10 °C zwischen der Mitte und der Kante aufweist. Die Ursache hierfür kann in einem unvollständigen Kontakt zwischen der Band- und Schleifthermoelementoberfläche liegen, welcher zu großen Messfehlern geführt hat. Dieser Bereich des Bandes zeigte Bandwelligkeit auf, wodurch ein unvollständiger Kontakt zwischen den „Schleif“ Thermoelementen und der Bandoberfläche gegeben war. Dieser begründet die großen Temperaturschwankungen auf der Bedienerseite (siehe Abbildung 64, Teilbild a).

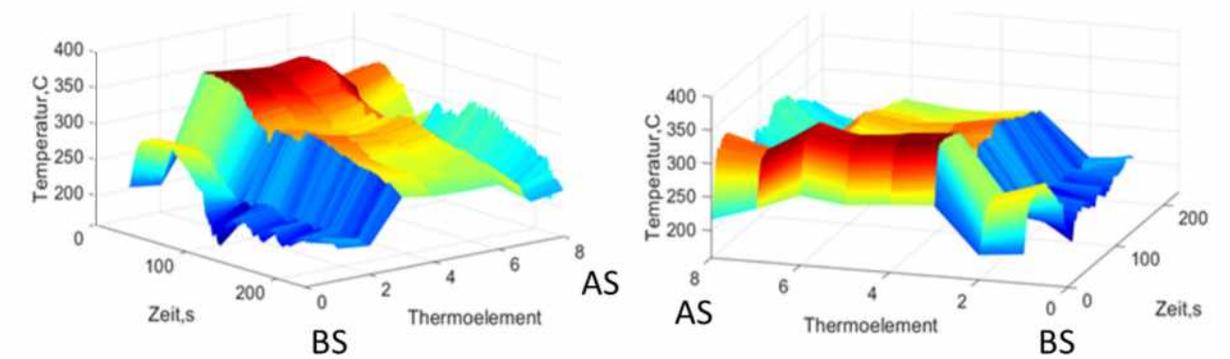
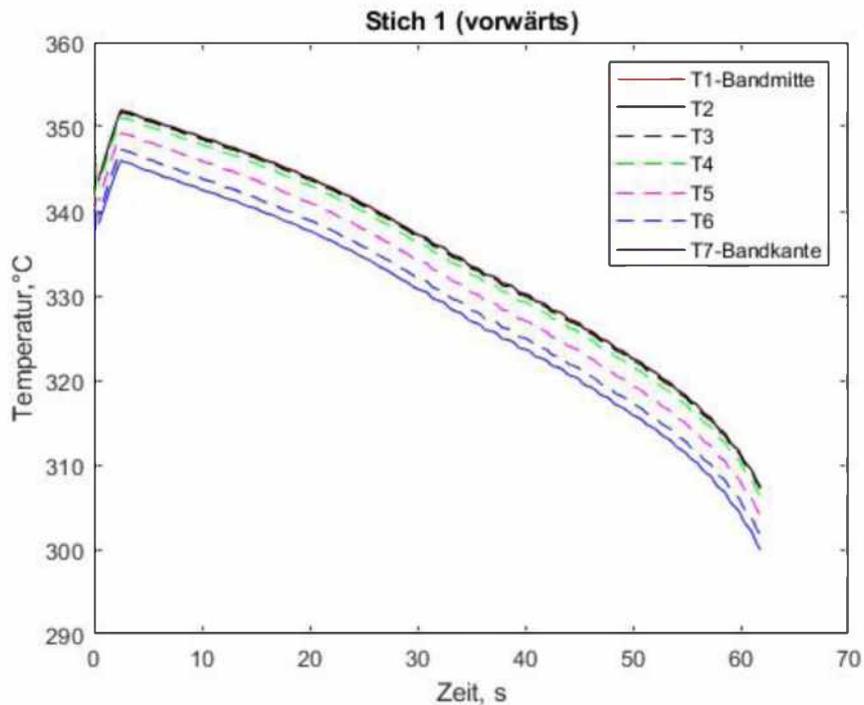


Abbildung 65: Gemessene Temperaturverteilung über die Bandbreite
(BS: Bedienerseite, AS: Antriebsseite)

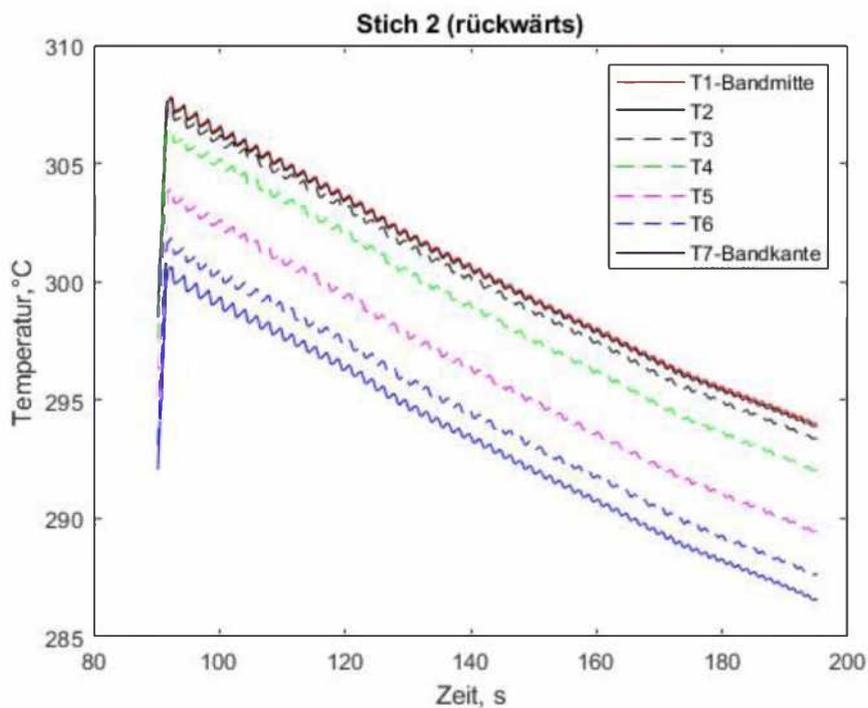
Diese Messergebnisse wurden zur Validierung des 3D Modells für das reversierende Warmwalzen beim zweistichigen Warmwalzen genutzt. Zudem wurden die Randbedingungen von dem validierten 2D Modell verwendet.

Die Berechnungsergebnisse des ersten und zweiten Stiches mit Hilfe des 3D Modells sind der Abbildung 66 zu entnehmen. Die berechneten Werte entsprechen der Messstelle auf dem Warmband entlang der Bandbreite, wo sich die „Schleif“ Thermoelemente während der Messung befanden.

Der Vergleich zeigt einen geringen konstanten Temperaturunterschied zwischen der Bandmitte und der Bandkante auf. Der geringe Unterschied zwischen der Mitte der Bandbreite und der Bandkante ist auf die hohe Wärmeleitfähigkeit des Magnesiums sowie die geometrischen Abmessungen des Bandes, d.h. das Verhältnis Dicke zu Breite (max. 700 mm) zurückzuführen.



a)



b)

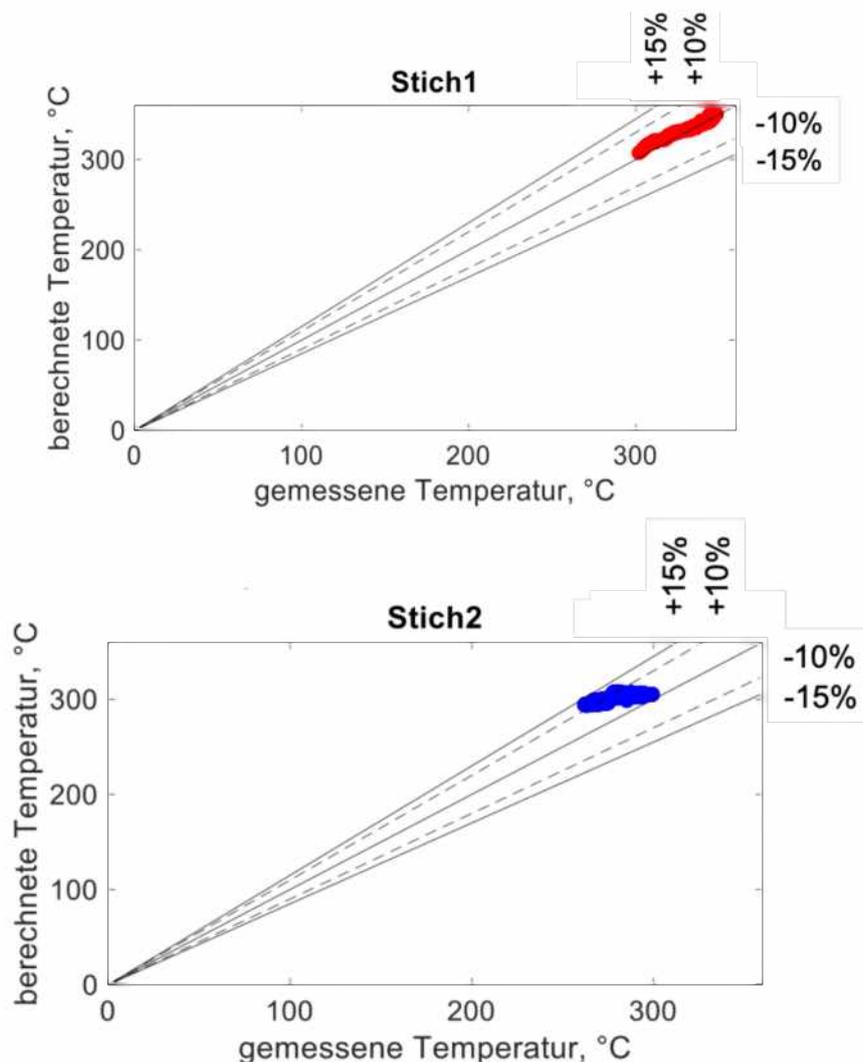
Abbildung 66: Berechnete Temperaturen beim ersten (Teilbild a) und zweiten Stich (Teilbild b) an der Messposition der „Schleif“ Thermoelemente

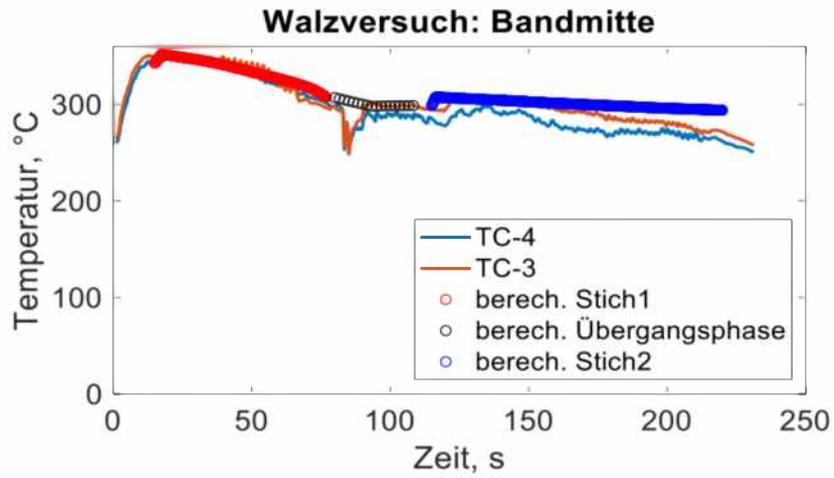
Die Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Temperaturen in der Mitte und in dem Kantenbereich (Bediener- und Antriebseite) sind in den Abbildungen 67 - 69 gezeigt. Die berechneten Ergebnisse in der Mitte des Bandes haben eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen Werten. Die Abweichungen sind unter 10 %. Der Temperaturvergleich im Kantenbereich weist eine größere Abweichung auf. Diese

Abweichungen sind auf die Welligkeit im Kantenbereich und damit auf den unterbrochenen Kontakt zwischen der Bandoberfläche und dem Thermoelement zurückzuführen, was zu Messfehlern bzw. zur Erfassung niedrigerer Temperaturen führt. Der Fehler wird mit geringer werdender Banddicke größer, der mit der Verstärkung der Welligkeit einhergeht. Zudem kann die Wärmeleitung in den isolierten Dorn ebenfalls zur Temperaturabweichung beitragen.

Die berechneten Temperaturen im Kantenbereich (Antriebsseite) weichen innerhalb von 15 % von den gemessenen Temperaturen ab, während die Abweichungen auf der Bedienerseite über 15 % liegen, was ebenfalls auf die stärkere Welligkeit zurückzuführen ist.

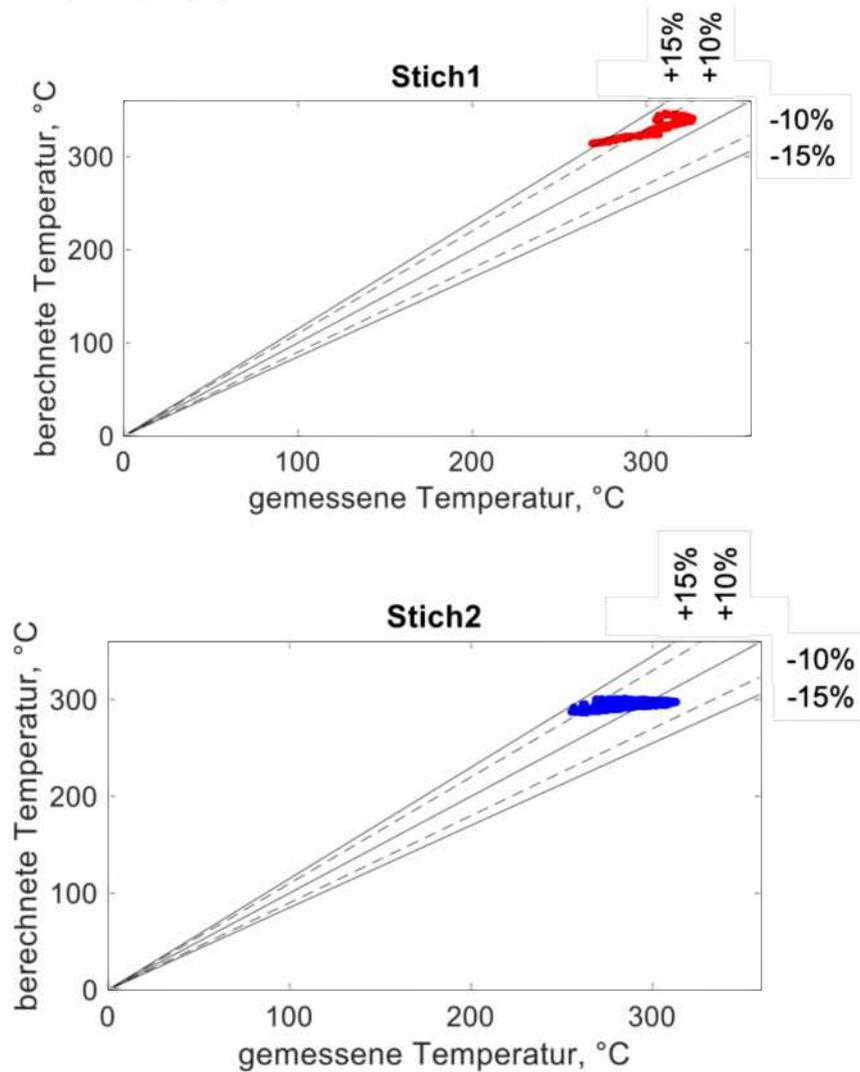
Aus dem Vergleich der berechneten und gemessenen Temperaturen sowie aus der Erfahrung beim Warmwalzen von Magnesiumlegierungen kann festgestellt werden, dass die gemessenen Temperaturen auf der Bedienerseite viel zu niedrig für das Warmwalzen der Magnesiumlegierung AZ31 sind. Denn beim Warmwalzen bei Temperaturen unterhalb von ca. 230 °C entstehen Kantenrisse, die bei diesem Walzversuch nicht aufgetreten sind.



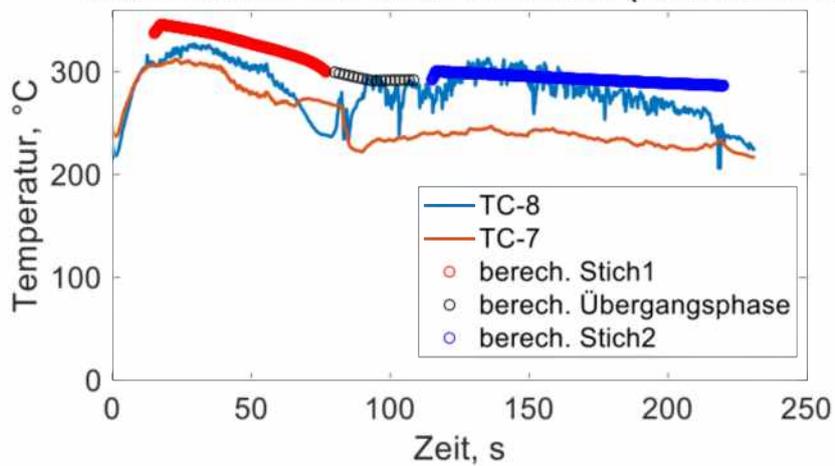


*Übergangsphase: Richtungswechslung des Walzens und Beschleunigung auf Walzgeschwindigkeit

Abbildung 67: Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Temperaturen in der Mitte des Bandes im Laufe des zweistichigen reversierenden Warmwalzens

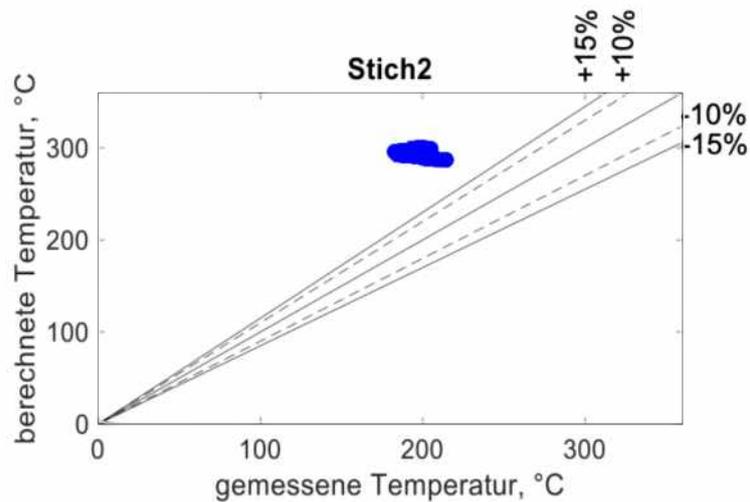
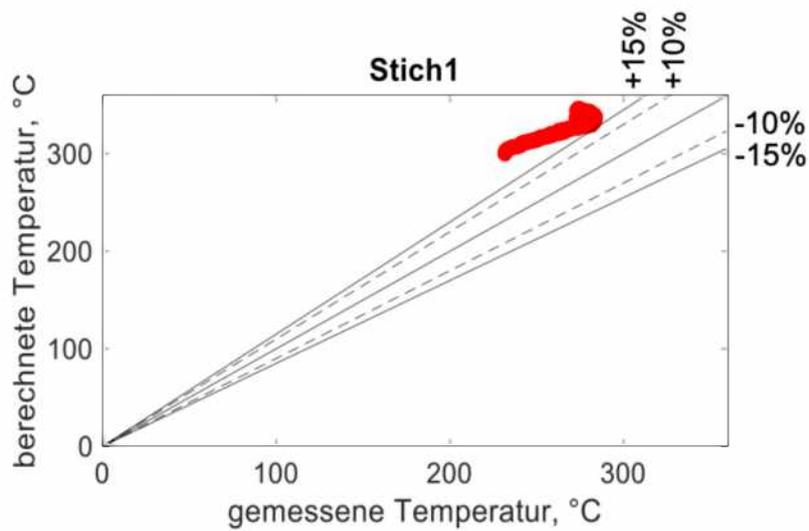


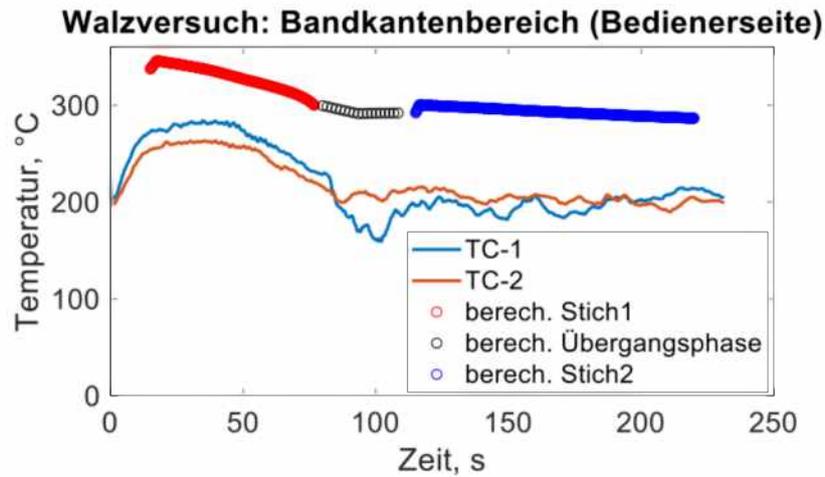
Walzversuch: Bandkantenbereich (Antriebseite)



*Übergangsphase: Richtungswechslung des Walzens und Beschleunigung auf Walzgeschwindigkeit

Abbildung 68: Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Temperaturen im Bereich der Bandkante (Antriebsseite) im Laufe des zweistichigen reversierenden Warmwalzens





*Übergangsphase: Richtungswechslung des Walzens und Beschleunigung auf Walzgeschwindigkeit

Abbildung 69: Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Temperaturen im Bereich der Bandkante (Bedienerseite) im Laufe des zweistichigen reversierenden Warmwalzens

Tabelle 26 zeigt die gemittelte Differenz zwischen den berechneten Temperaturen in der Mitte und der Kante des Bandes im Laufe des jeweiligen Walzstiches. Zur Validierung der berechneten Ergebnisse im Kantenbereich wurden zusätzlich die Temperaturmessungen mit dem Pyrometer im Kantenbereich am Coil am Ende des Walzvorganges durchgeführt. Die Walzbedingungen und Temperaturmessungen sind der Tabelle 27 zu entnehmen. Der Temperaturunterschied zwischen der Mitte und der Kante beträgt ca. 6 K.

Tabelle 26: Mittelwert der Differenz zwischen den berechneten Temperaturen in der Mitte und der Kante des Bandes im Laufe des jeweiligen Walzstiches

	1. Stich	2. Stich
$ \overline{T_{mitte}} - \overline{T_{kante}} $	6 K	7 K

Tabelle 27: Temperaturmessungen im Kantenbereich des Coils

Stichplan (mm)	Walzgeschwin. v_w (m/min)	gemess. TA_{Mitte} (°C)	gemess. TE_{Mitte} (°C)	gemess. TE_{Rand} (°C)
5,35 → 3,3	120	360	315	311
5,35 → 3,85	120	360	310	305
5,35 → 3,3	120	360	310	306
5,35 → 3,3	120	360	310	308
2,7 → 2,0	100	360	290	285
5,35 → 3,85 → 2,5	100	360	320	316

* TA: Anfangstemperatur; TE: Endtemperatur

Diese Ergebnisse zeigen auf, dass das 3D Modell die Temperaturentwicklung beim reversierenden Warmwalzen nicht nur in der Mitte des Bandes, sondern auch im Kantenbereich gut wiedergeben kann.

8.5 Gemessene und berechnete Gefüge beim reversierenden Warmwalzen

Der untersuchte Herstellungsweg setzt ein gehaspeltes Vorband voraus, das mit Hilfe des Gießwalzens (Twin Roll Casting Verfahren) erzeugt wurde. Bei der Simulation der Gefügeentwicklung muss dieser Ausgangszustand beachtet werden, welcher bereits im Schrifttum beschrieben ist [132].

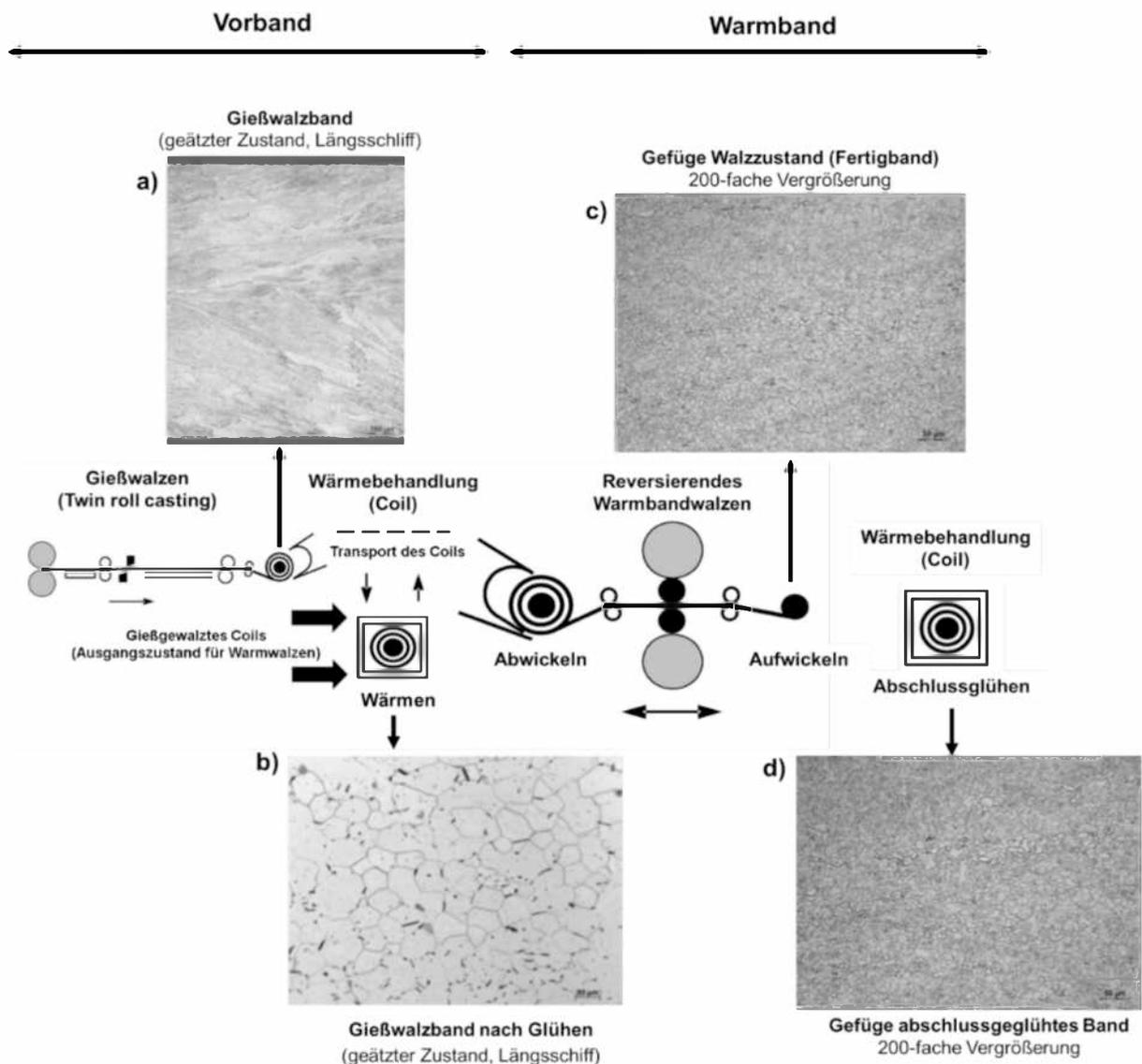


Abbildung 70: Gefügeveränderung im Laufe der Magnesiumbandherstellung

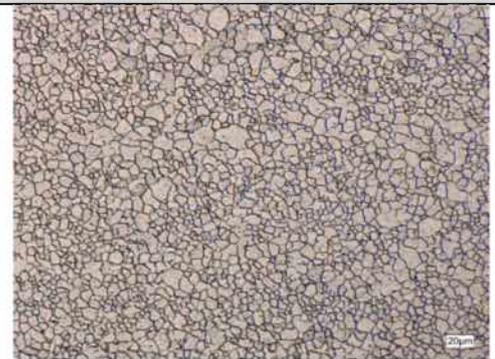
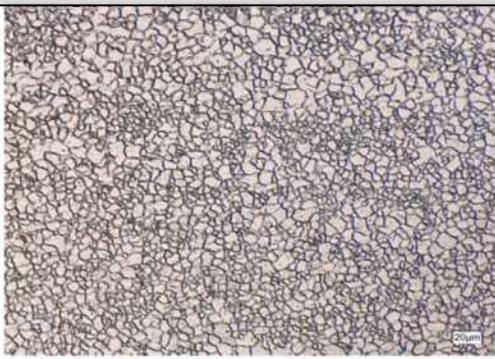
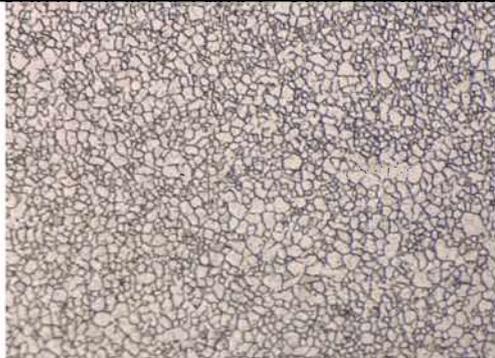
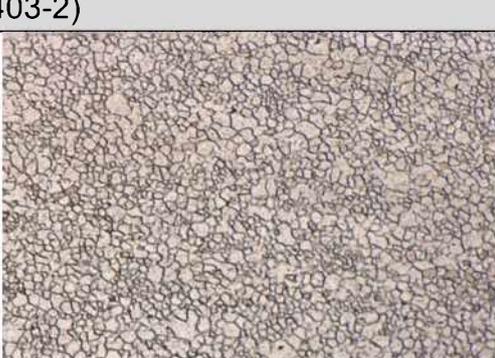
Die Simulation der Gefügeentwicklung beginnt nach dem Wärmen des Vorbandes und darauffolgendem Aufsetzen des Bandes auf den Haspeldorn. Bis zum ersten Walzstich ist keine Veränderung des Gefüges zu erwarten. Erst während und nach der Umformung im ersten Walzstich tritt diese Veränderung auf. Der Vorgang setzt sich im

Zuge des gesamten reversierenden Walzvorganges fort. Abbildung 70 stellt eine beispielhafte Gefügeveränderung eines Bandes beginnend vom Gießwalzen bis zum Warmwalzen dar.

Die Veränderung des Gefüges während der einzelnen Schritte des reversierenden Warmbandwalzens kann durch das in dieser Arbeit entwickelte prozessübergreifende Temperaturmodell im Postprocessing berechnet werden. Hierzu wurden Walzversuche mit zwei und drei Walzstichen ausgewählt. Sie wurden auch zur Evaluierung des Modells genutzt. Tabelle 28 zeigt die Gefügebildungen der abschlussgeglühten Bänder nach dem Walzen sowie deren gemessene mittlere Korndurchmesser. Das Abschlussglühen erfolgte bei einer Temperatur von 330 °C mit einer Haltezeit von 30 min. Das Abschlussglühen ist eine technologische Maßnahme, die aus Sicherheitsgründen eingeführt worden ist, falls das Gefüge während des Walzvorganges nicht vollständig rekristallisiert. Die Gefügebildungen vom Band in Tabelle 28 wurden in der Blechmitte in einer 1000-fachen Vergrößerung gemacht.

In [138] wurde gezeigt, dass das Abschlussglühen kaum zu einer Kornvergrößerung durch Kornwachstum bei der Magnesiumlegierung AZ31 führt. Die stabilen Korndurchmesser sind auf die Al-Mn Ausscheidungen an den Korngrenzen, die das Kornwachstum verhindern, zurückzuführen. Abbildung 71 stellt den Vergleich der gemessenen mittleren Korndurchmesser von mehreren Warmbänder im warmgewalzten und abschlussgeglühten Zustand dar. Diese Ergebnisse zeigen, dass die Veränderung des Gefüges nach einem Abschlussglühen geringfügig ist. Sie liegt im Streubereich der metallografischen Bestimmung. Daher werden in den folgenden Vergleichen von berechneten mit gemessenen mittleren Korndurchmessern diese im abschlussgeglühten Zustand betrachtet.

Tabelle 28: Gefügaufnahmen und mittlere Korndurchmesser von Walzversuchen

Walzversuch 1 (397-2)			
Stich 1	Stich 2	Stich 3	
5,35 ->3,9	3,9 -> 2,75	2,75 -> 2,0	
gemessen nach dreistufigem reversierendem Warmwalzen + Abschlussglühen			
4,8 µm			
Walzversuch 2 (394-1)			
Stich 1	Stich 2	Stich 3	
5,35->3,6	3,6->2,5	2,5->2	
gemessen nach dreistufigem reversierendem Warmwalzen + Abschlussglühen			
5,1 µm			
Walzversuch 3 (395-2)			
Stich 1	Stich 2		
5,35->3,7	3,7->3,0		
gemessen nach zweistufigem reversierendem Warmwalzen + Abschlussglühen			
5,5 µm			
Walzversuch 4 (403-2)			
Stich 1	Stich 2		
5,35->3,75	3,75->2,5		
gemessen nach zweistufigem reversierendem Warmwalzen + Abschlussglühen			
5,3 µm			

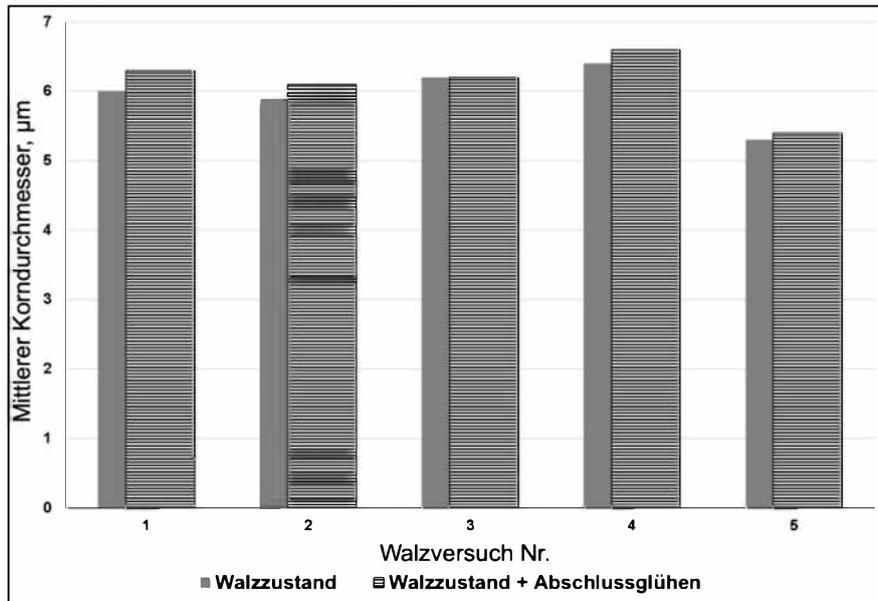


Abbildung 71: Vergleich der gemessenen mittleren Korndurchmesser nach dem reversierenden Warmwalzen und Warmwalzen + Abschlussglühen (5.35 mm → 2 mm)

Die Berechnungen der Temperatur und des mittleren Korndurchmessers sowie des Rekristallisationszustandes im Warmband wurden für drei Ausgangspositionen im Coil (Windung: 2, 15, 25) berechnet. Die Auswahl der Vorbandwindungen bezieht sich auf die Coilgröße mit einem Ausgangsaußendurchmesser von 1100 mm.

Die Verfolgungspunkte in den Ausgangswindungen (2, 15 und 25) geben den Gefügezustand im Coil am Anfang, in der Mitte und am Ende des Bandes während des mehrstichigen reversierenden Warmwalzens wieder (siehe Abbildung 72). Die Anzahl der Windungen ändert sich im Zuge des Warmwalzens, die Position bleibt jedoch erhalten.

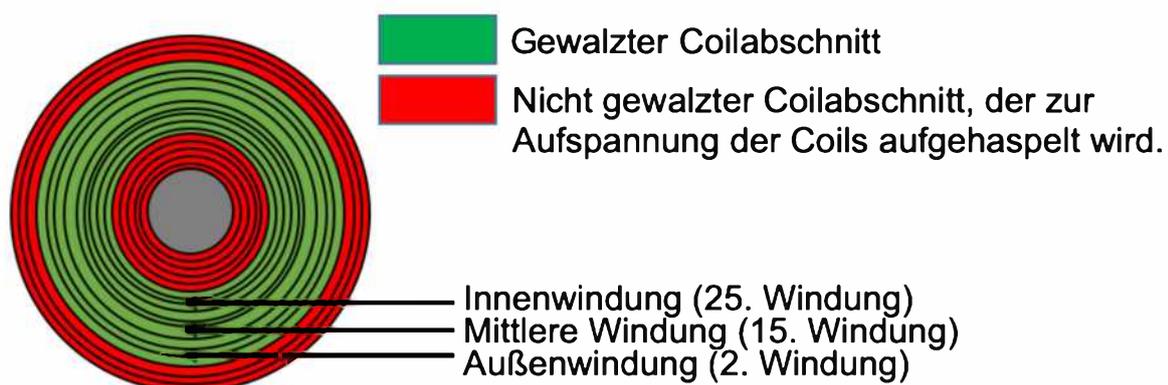


Abbildung 72: Position der Verfolgungspunkte auf den einzelnen Windungen im Coil mit dem Vorband für die Berechnungen der Temperatur- und Gefügeentwicklung im Zuge des reversierenden Warmwalzens

In den Abbildungen 73 - 76 sind die berechneten Werte zur Beschreibung der Temperatur und des Gefüges für die in Tabelle 28 ausgewählten Walzversuche dargestellt. Der mittlere Ausgangskorndurchmesser nach dem Vorbandwärmen betrug 17 µm, entsprechend den Versuchen in [138].

Die Ergebnisse zeigen generell, dass das Gefüge während des reversierenden Warmwalzens der Magnesiumlegierung AZ31 durch die dynamischen und metadynamischen Vorgänge vollständig rekristallisiert ist. Während des Auf- und Abwickelns des Coils findet anschließend ein Kornwachstum statt.

Beim ersten Stich des Walzversuches Nr. 397 (Abbildung 73) wird das grobe Gefüge durch die dynamische Rekristallisation im Walzspalt teilweise rekristallisiert. Anschließend setzt die metadynamische Rekristallisation ein. Vor dem Eintritt des Bandes in das Coil ist das Ausgangsgefüge vollständig rekristallisiert. Danach findet das Kornwachstum im Coil statt. Der Verlauf des Kornwachstums ist von der Temperatur und der Zeit abhängig. Zum Beispiel wächst der mittlere Korndurchmesser der zweiten Windung nach dem ersten Walzstich von ca. 2 μm bis auf 6 μm .

In den weiteren Walzstichen wird das feinkörnige Gefüge mit einem mittleren Korndurchmesser von 6 μm durch die dynamische Rekristallisation im Walzspalt teilrekristallisiert. Daher schließt sich die metadynamische Rekristallisation dem dynamischen Vorgang an. Auch hier ist der metadynamische Vorgang sehr schnell, so dass beim Einlauf des Bandes in das Coil das Gefüge vollständig rekristallisiert ist. Gleichzeitig findet Kornwachstum statt.

Im dritten Walzstich wiederholen sich die Rekristallisationsvorgänge, so dass am Ende des Warmwalzens am Coilanfang (Ausgangsposition 2. Windung), entspricht dem Anfang des Coilvorbandes, ein mittlerer Korndurchmesser von 5,2 μm und am Coilende (Ausgangsposition 25. Windung) ein mittlerer Korndurchmesser von 4,2 μm vorliegen. Diese Unterschiede sind auf unterschiedliche Verweilzeiten im Coil, die mit dem Kornwachstum verbunden sind, zurückzuführen.

Für denselben Walzversuch wurde die Entwicklung der Temperatur und des Gefüges mit Berücksichtigung des Umformgrades über die Banddicke ebenfalls berechnet. Die Verteilung des Umformgrades über die Banddicke ist in Tabelle 29 zusammengestellt. Die Ergebnisse der Gefügeentwicklung zeigen, dass der Umformgrad, die Temperatur und die Korngröße die Kinetik der Rekristallisation beeinflussen. Der Anteil der dynamischen Rekristallisation über die Banddicke ist im ersten Stich hauptsächlich von der Umformgradverteilung abhängig. Der mittlere Korndurchmesser nimmt bei größeren Umformgraden ab. Aufgrund des schnellen Ablaufes der metadynamischen Rekristallisation kommt es in den Bereichen, die einen geringeren Anteil der dynamischen Rekristallisation aufweisen, zum Ausgleich des rekristallisierten Anteils, so dass über die Dicke das Ausgangsgefüge vollständig rekristallisiert ist. Der mittlere Korndurchmesser folgt der Kinetik der dynamischen Rekristallisation. Allerdings sind die Unterschiede geringfügig. In den folgenden Walzstichen ist der Anteil der dynamischen Rekristallisation mit kleinerem Korndurchmesser größer. Die metadynamische Rekristallisation folgt der dynamischen Rekristallisation. Das Kornwachstum gleicht die Unterschiede im Korndurchmesser aus, so dass sich in der gesamten Banddicke ein mittlerer Korndurchmesser von 5,2 μm einstellt.

Tabelle 29: Umformgradverteilung über die Banddicke

Stich Nr.	Umformgrad		
	Oberfläche	$\frac{3}{4}$ Banddicke	$\frac{1}{2}$ Banddicke
Stich 1	0,39	0,36	0,35
Stich 2	0,48	0,44	0,41
Stich 3	0,45	0,41	0,38

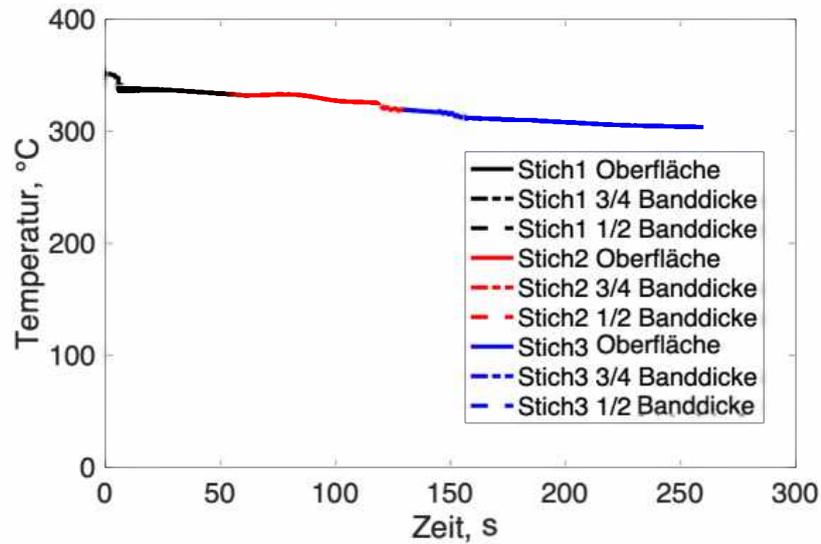
Die gewonnenen Ergebnisse (Ausgangsposition Windung 2) weisen nur geringere Unterschiede bei den Korndurchmessern über die Banddicke im Vergleich zu den Ergebnissen ausgehend von den Ausgangspositionen Windung 15 und 25. Der Unterschied beträgt kleiner als 1 μm .

Basierend auf diesen Ergebnisse wird die Gefügeentwicklung nur für die Bandoberfläche nachfolgend berechnet, da die Temperatur der Bandoberfläche außerhalb des Coils für Magnesium am kritischsten ist.

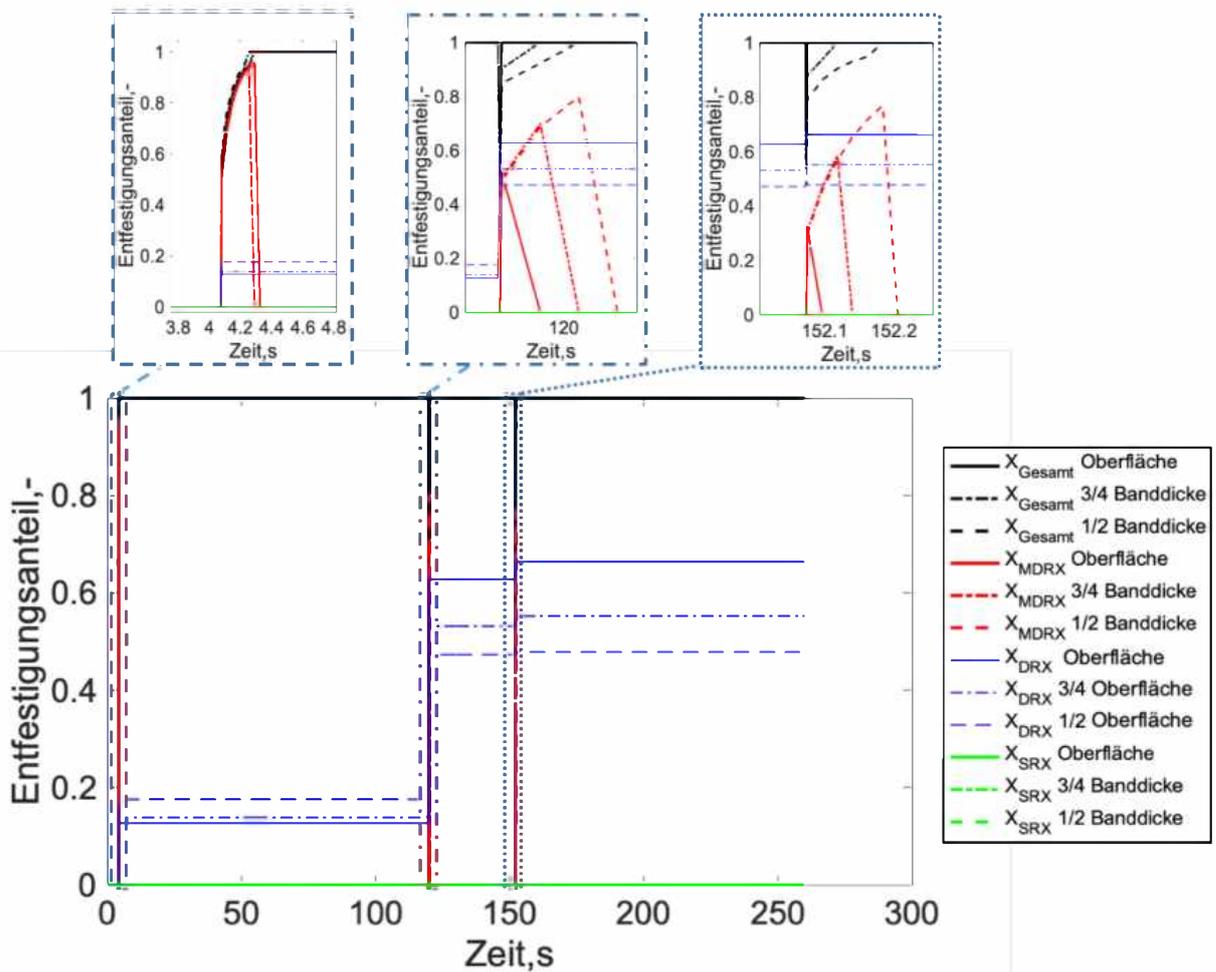
In Abbildungen 74 bis 76 sind die Berechnungsergebnisse der weiteren Walzversuche dargestellt. Abbildung 74 zeigt den dreistufigen Walzversuch Nr. 394 mit einer Enddicke von 2 mm. Abbildungen 75 und 76 stellen die Ergebnisse zu den zweistufigen Walzversuchen Nr. 395 und 403 mit einer Banddicke von 3 bzw. 2,5 mm dar. Während des dreistufigen Walzversuches sind die Prozesse der Rekristallisation mit dem bereits beschriebenen Walzversuch Nr. 397 vergleichbar. Die zweistufigen Walzversuche weisen größere Stichabnahmen auf, welche zu einem ausgeprägten Auftreten der dynamischen Rekristallisation (z.B. beim Walzversuch 403, Abbildung 76) führen. Die nachfolgenden Vorgänge der Gefügeveränderung sind dieselben.

Die oben beschriebenen Ergebnisse zeigen, dass das Auftreten des jeweiligen Entfestigungsmechanismus durch die Anpassung des Walzstichplans und der Verweilzeit im Coil gesteuert werden kann. Die Verweilzeit im Coil ist aber von der Walzgeschwindigkeit sowie dem Außendurchmesser des Coils abhängig.

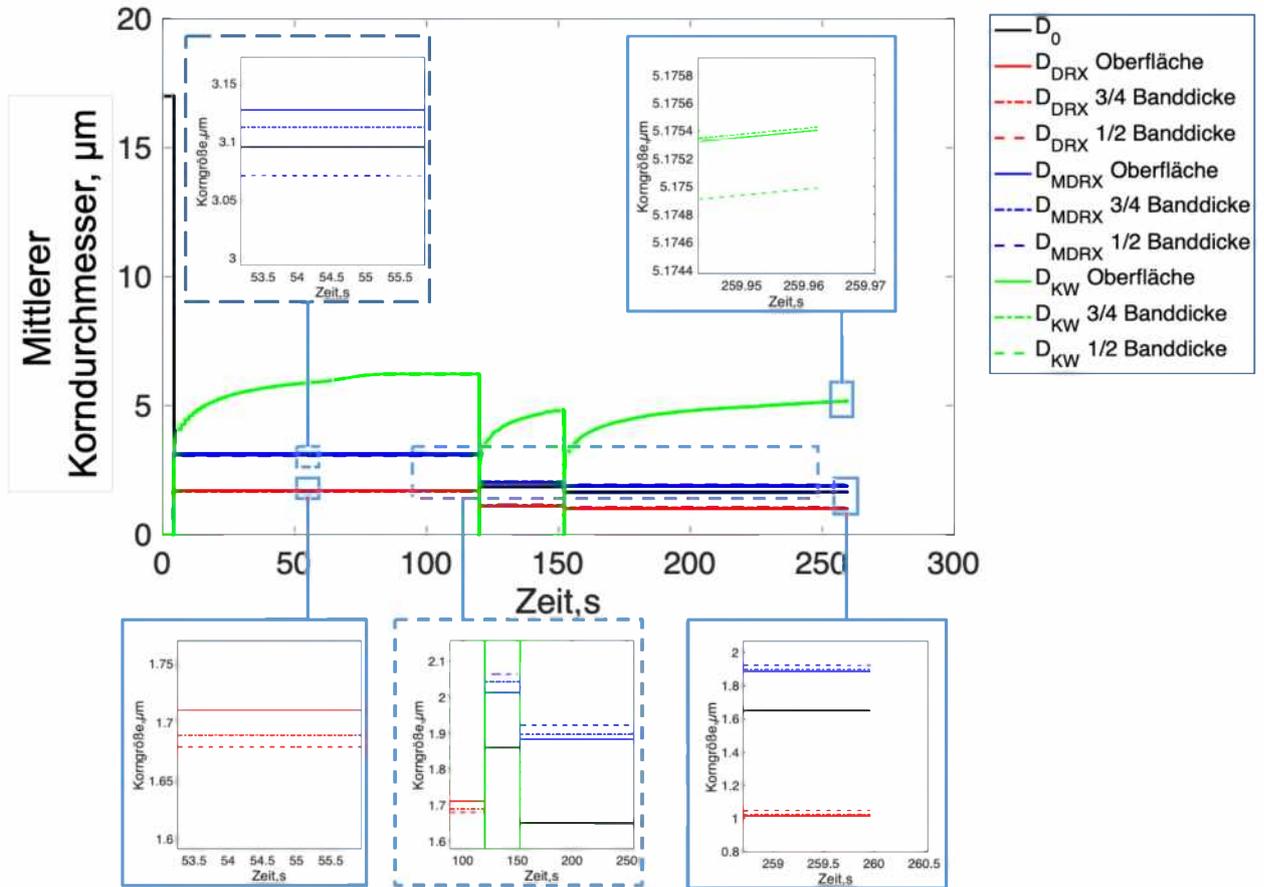
Ausgangsposition 2. Windung,
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 397



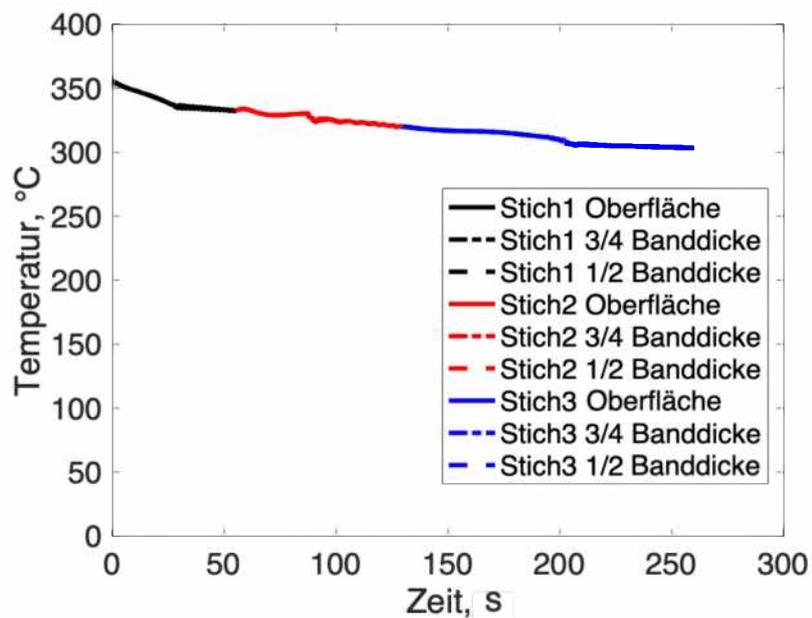
Ausgangsposition 2. Windung,
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 397



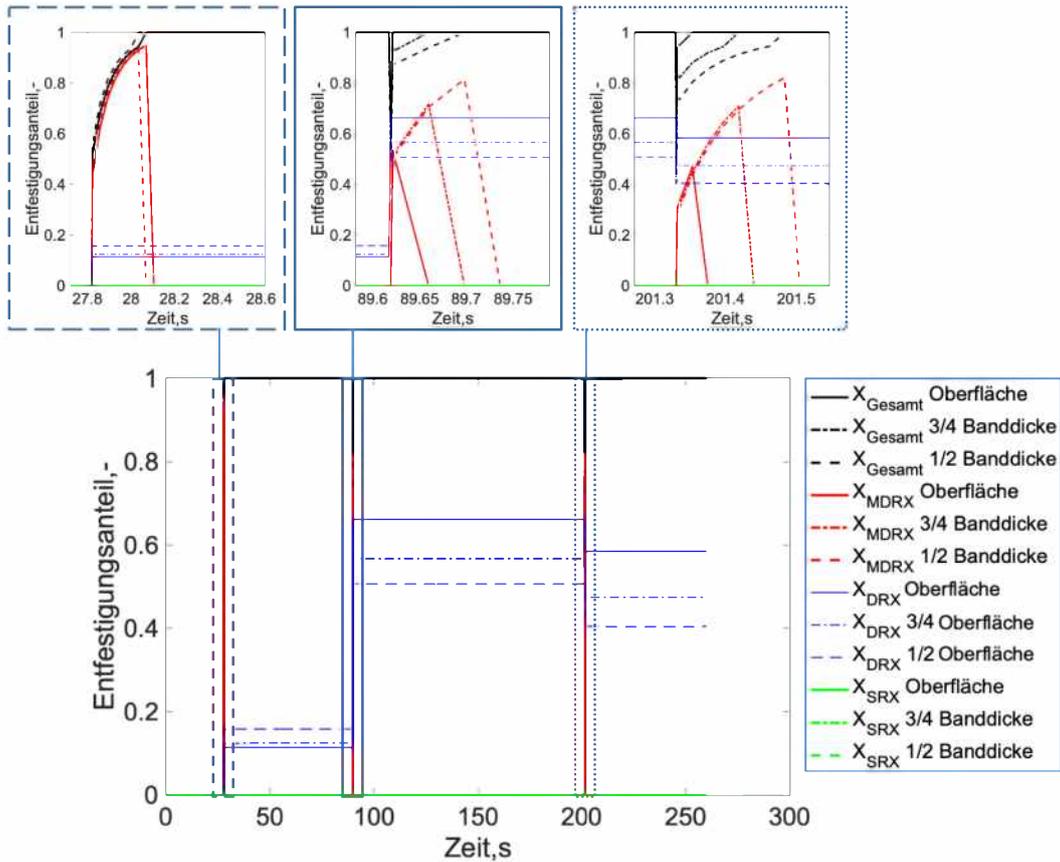
Ausgangsposition 2. Windung,
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 397



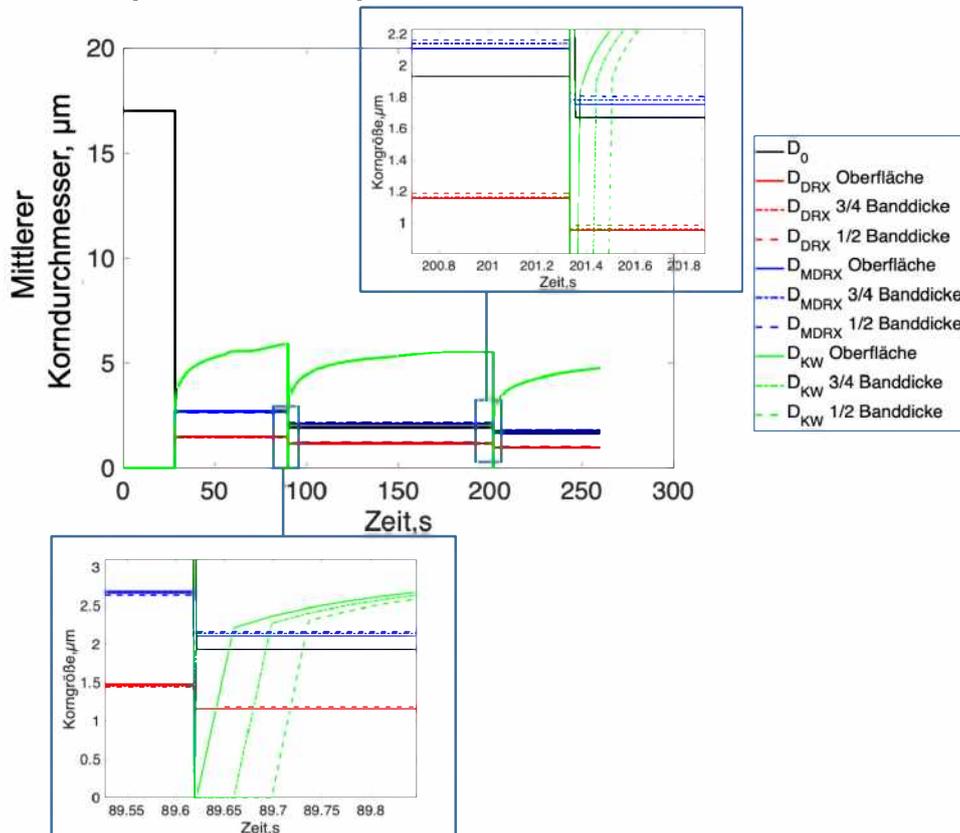
Ausgangsposition 15. Windung,
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 397



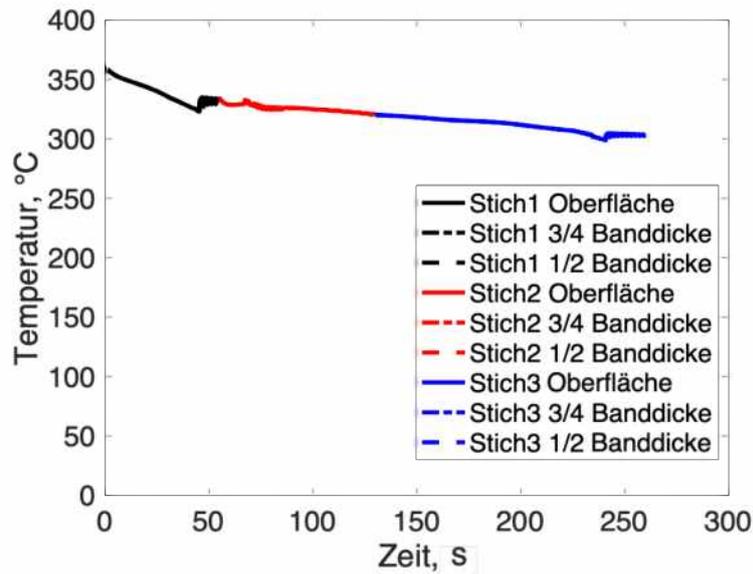
Ausgangsposition 15. Windung,
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 397



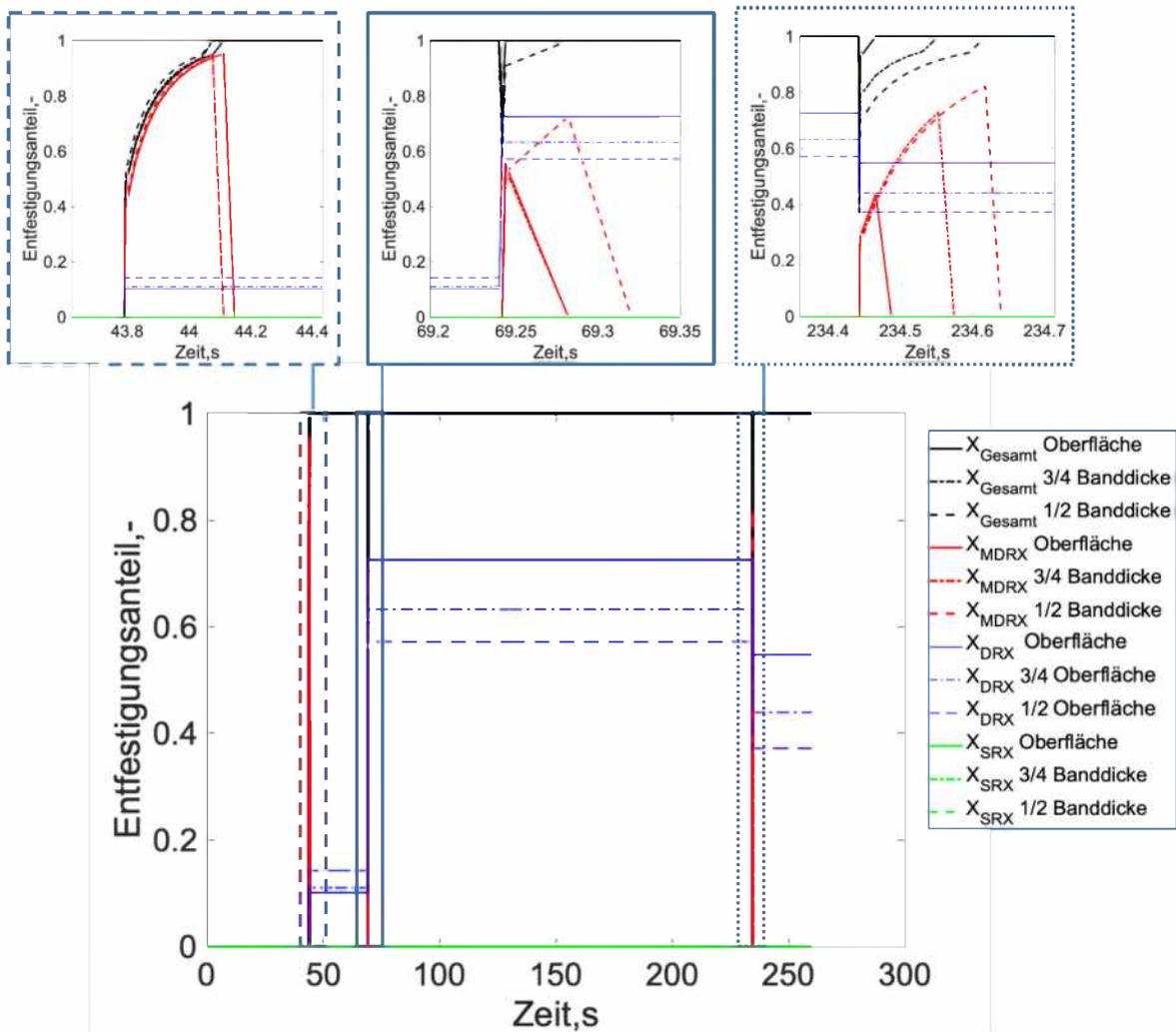
Ausgangsposition 15. Windung,
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 397



Ausgangsposition 25. Windung,
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 397



Ausgangsposition 25. Windung,
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 397



Ausgangsposition 25. Windung,
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 397

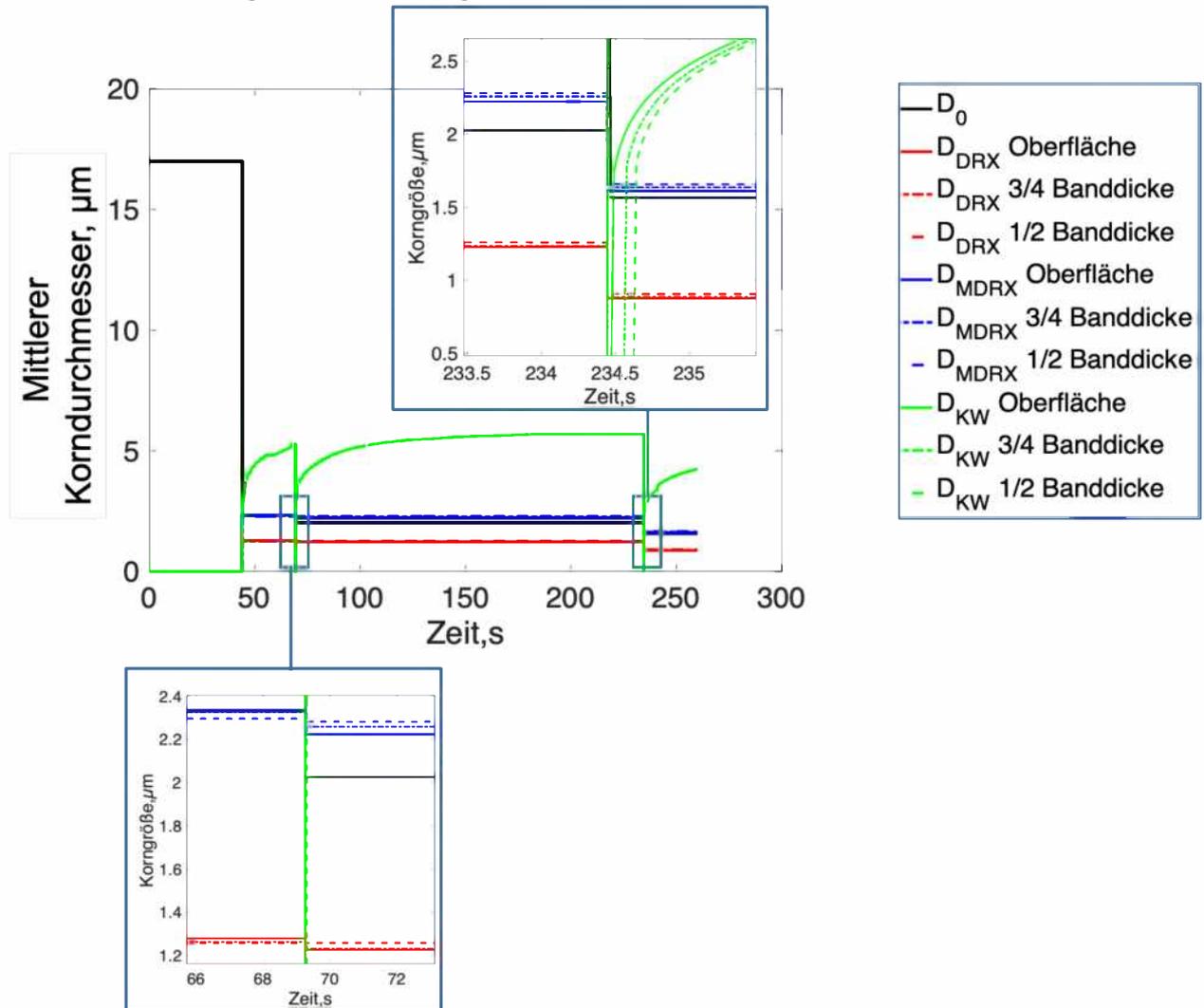
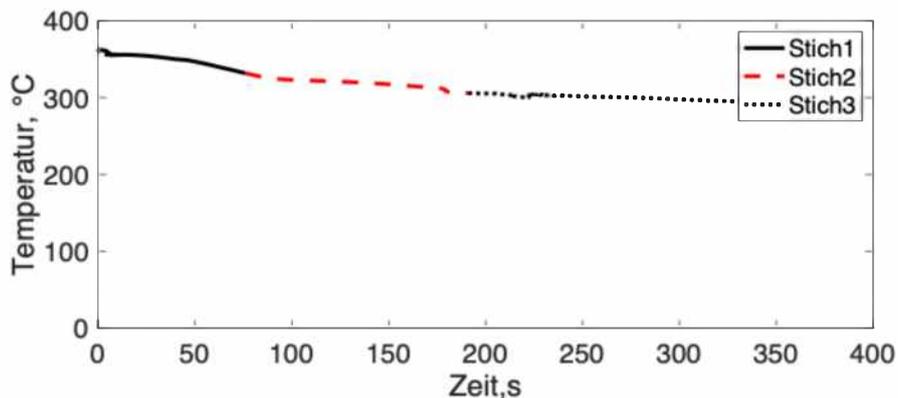
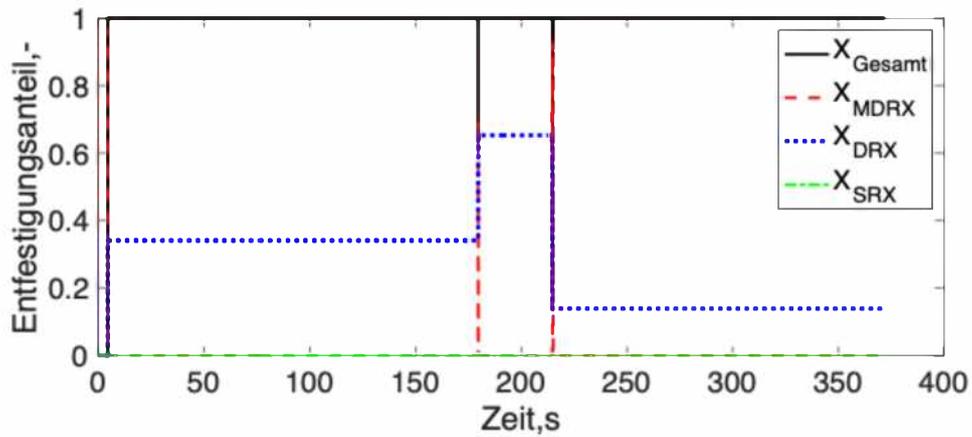


Abbildung 73: Berechnung der Gefügeentwicklung ausgehend von den drei Positionen in den Windungen im Laufe des Walzversuches Nr. 397 (D_0 ist der mittlere Ausgangskorndurchmesser nach dem Wärmen)

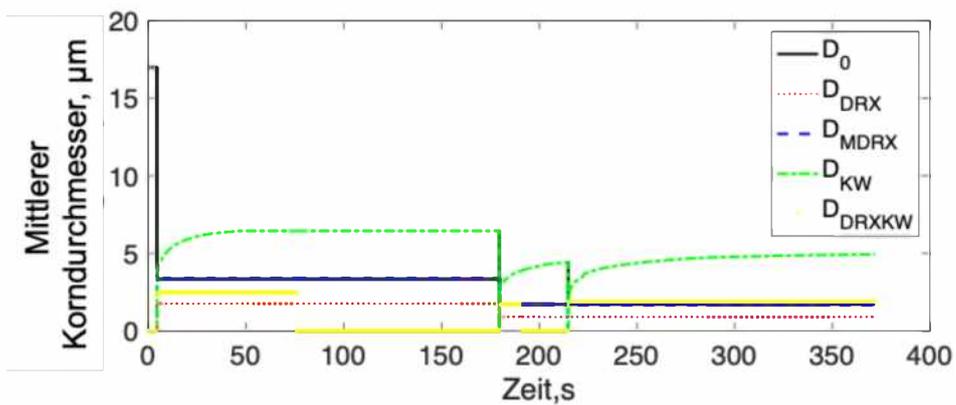
Ausgangsposition 2. Windung
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 394



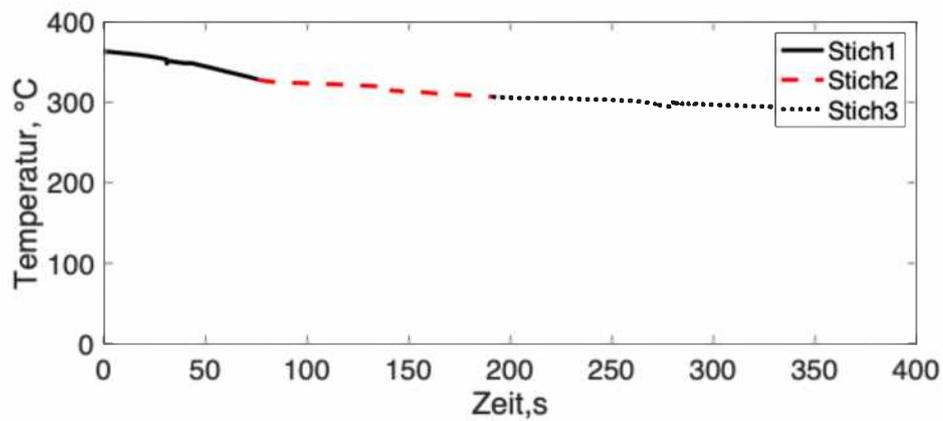
Ausgangsposition 2. Windung
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 394



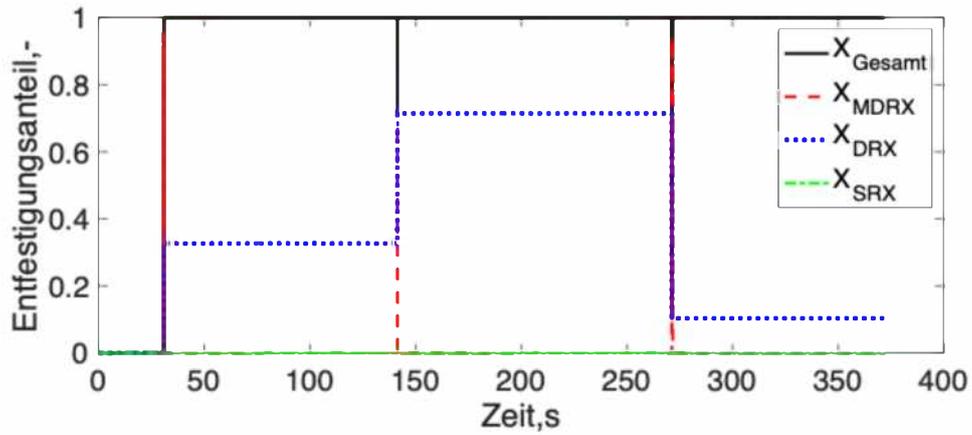
Ausgangsposition 2. Windung
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 394



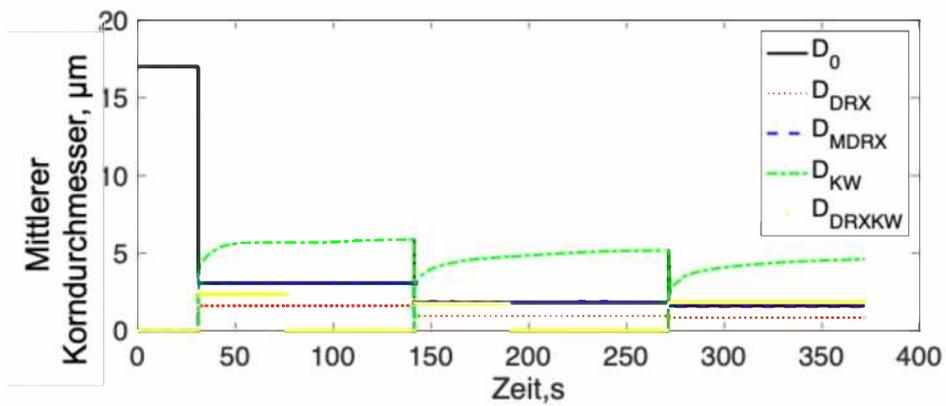
Ausgangsposition 15. Windung
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 394



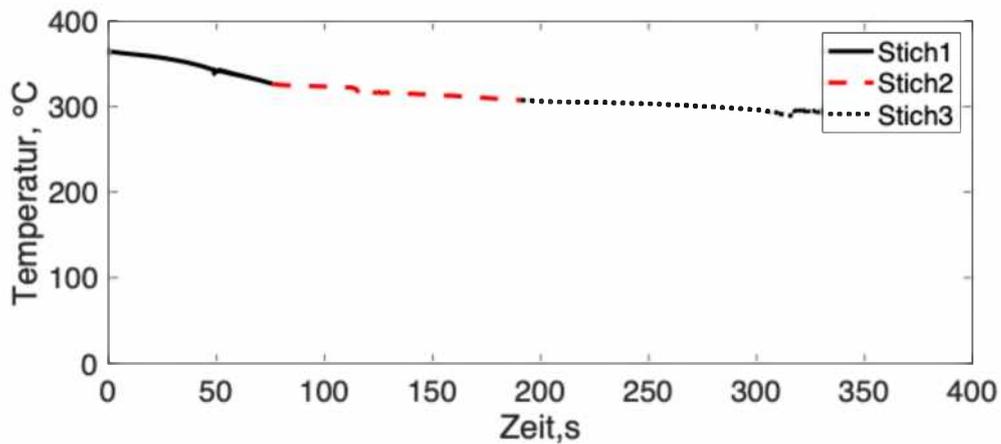
Ausgangsposition 15. Windung
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 394



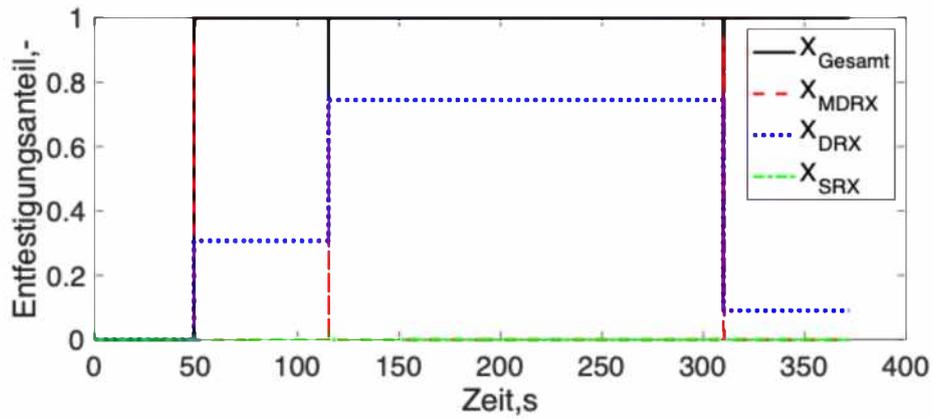
Ausgangsposition 15. Windung
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 394



Ausgangsposition 25. Windung
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 394



Ausgangsposition 25. Windung
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 394



Ausgangsposition 25. Windung
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 394

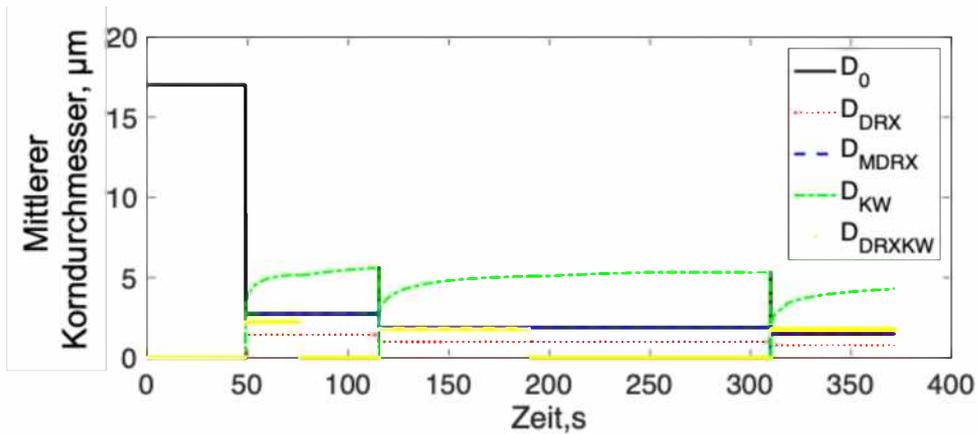
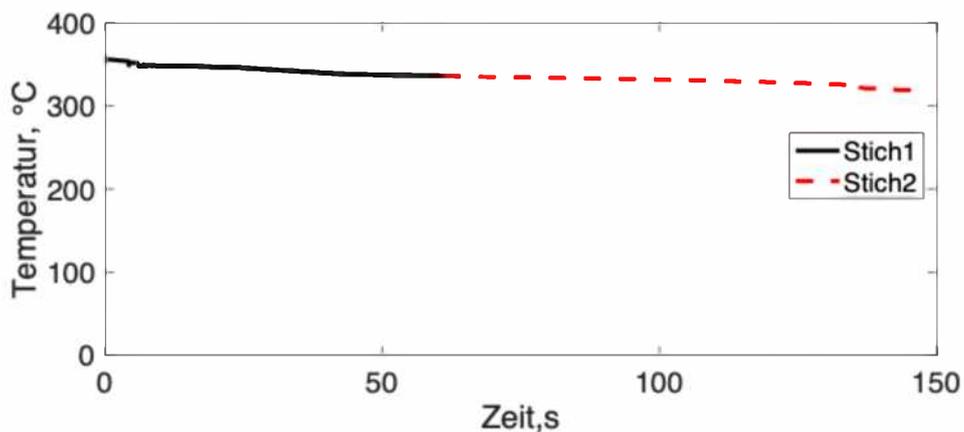
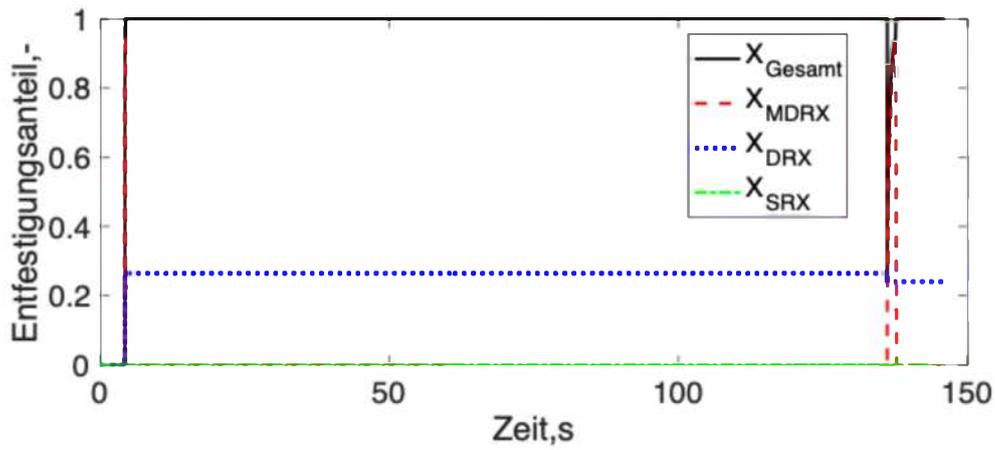


Abbildung 74: Berechnung der Gefüge ausgehend von den drei Positionen in den Windungen im Laufe des Walzversuches Nr. 394 (D_0 ist der mittlere Ausgangskorndurchmesser nach dem Wärmen)

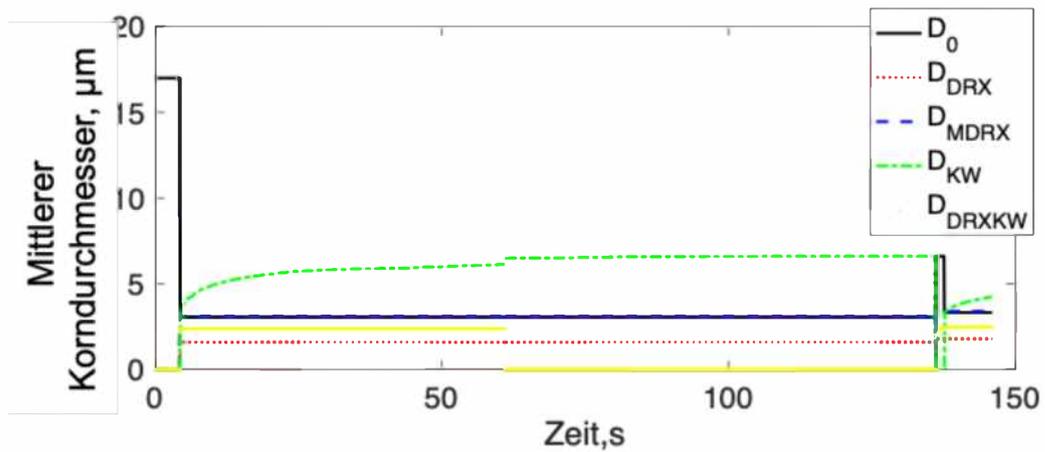
Ausgangsposition 2. Windung
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 395



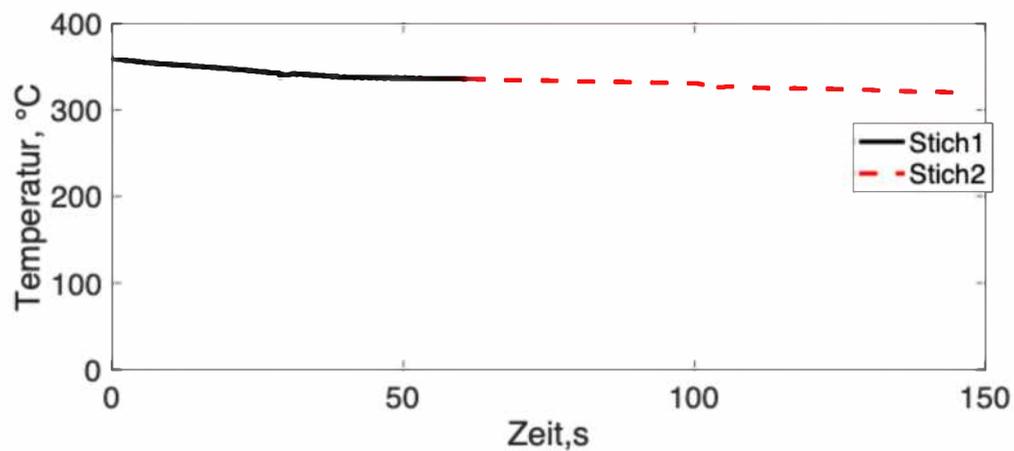
Ausgangsposition 2. Windung
 Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 395



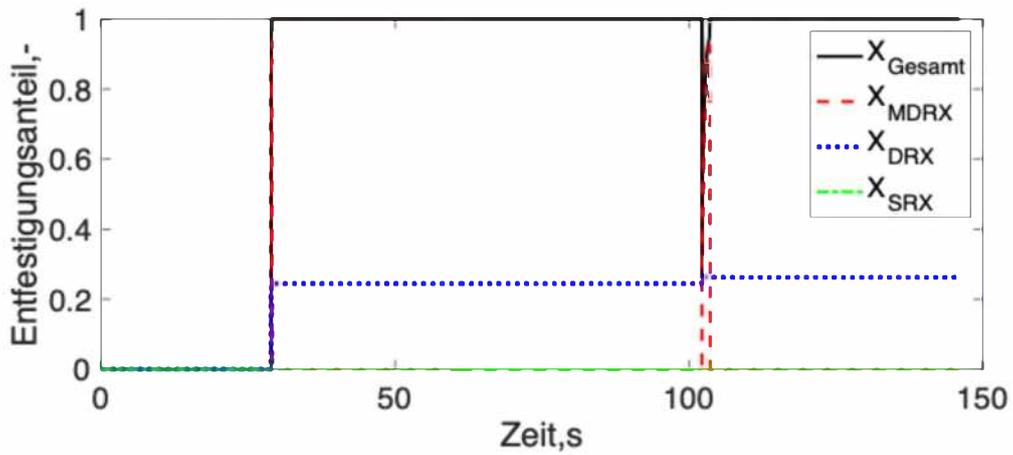
Ausgangsposition 2. Windung
 Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 395



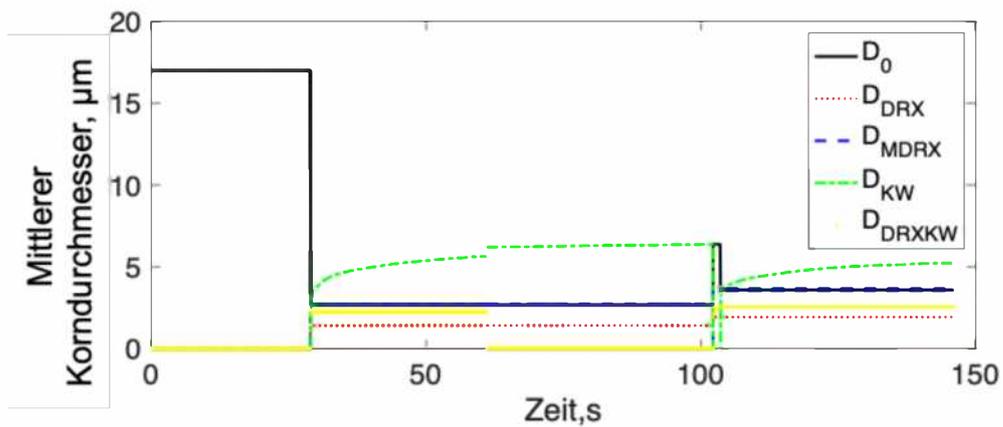
Ausgangsposition 15. Windung
 Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 395



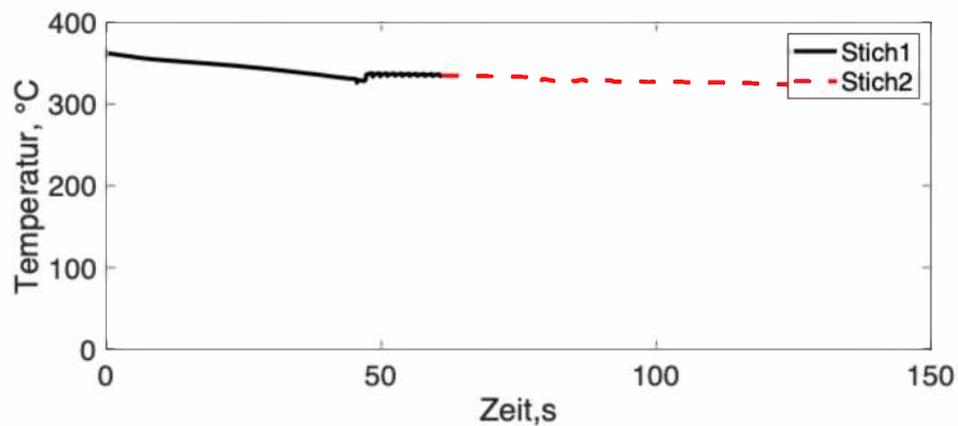
Ausgangsposition 15. Windung
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 395



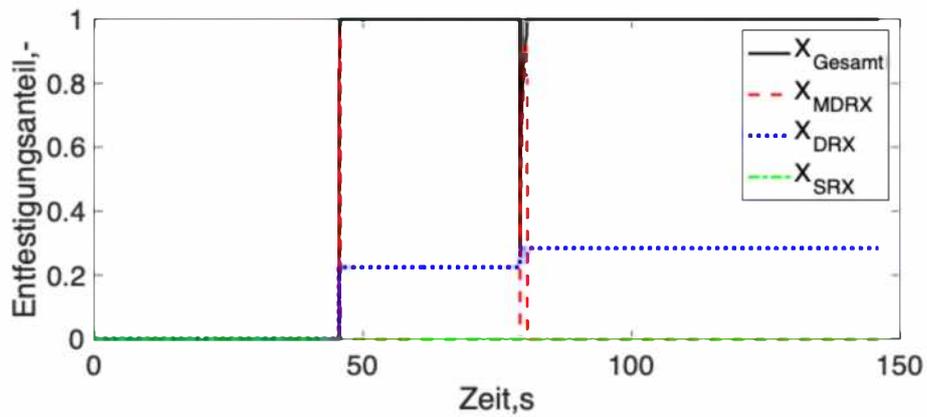
Ausgangsposition 15. Windung
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 395



Ausgangsposition 25. Windung
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 395



Ausgangsposition 25. Windung
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 395



Ausgangsposition 25. Windung
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 395

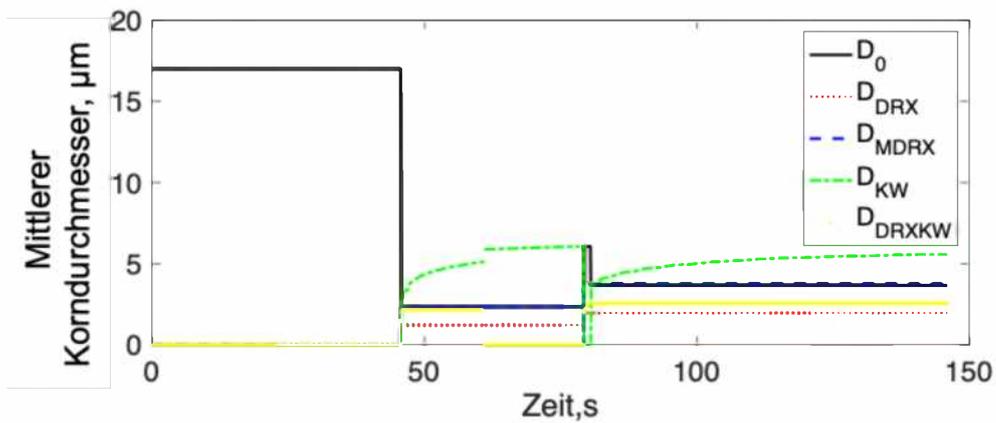
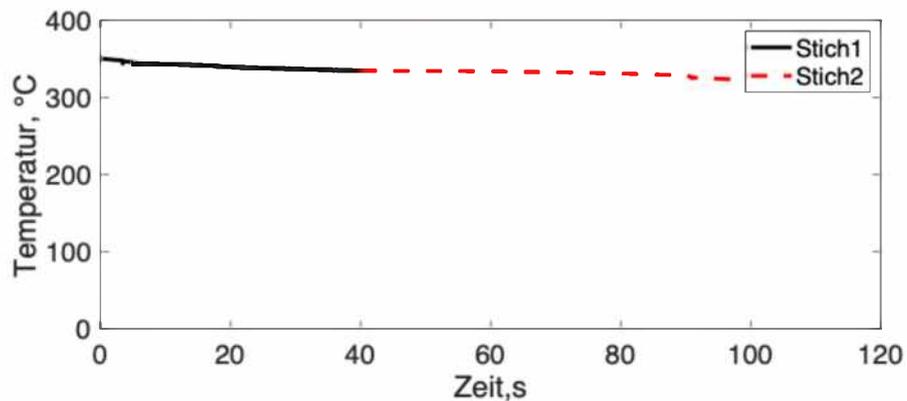
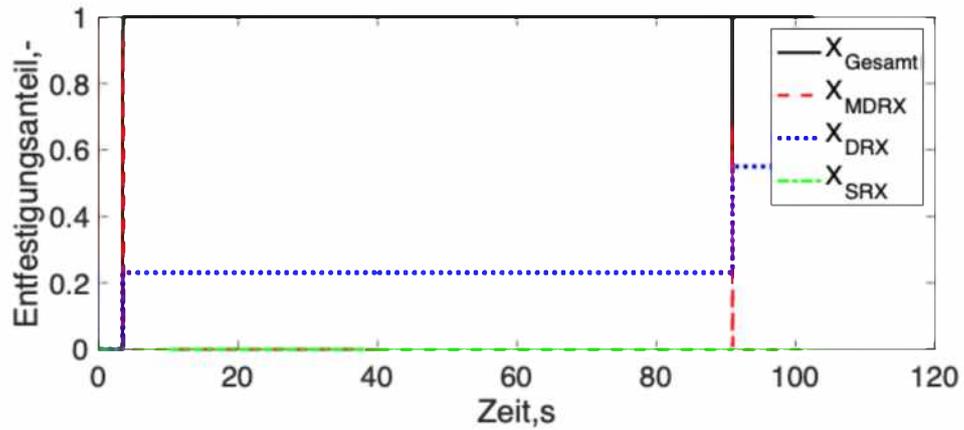


Abbildung 75: Berechnung der Gefüge ausgehend von den drei Positionen in den Windungen im Laufe des Walzversuches Nr. 395 (D_0 ist der mittlere Ausgangskorndurchmesser nach dem Wärmen)

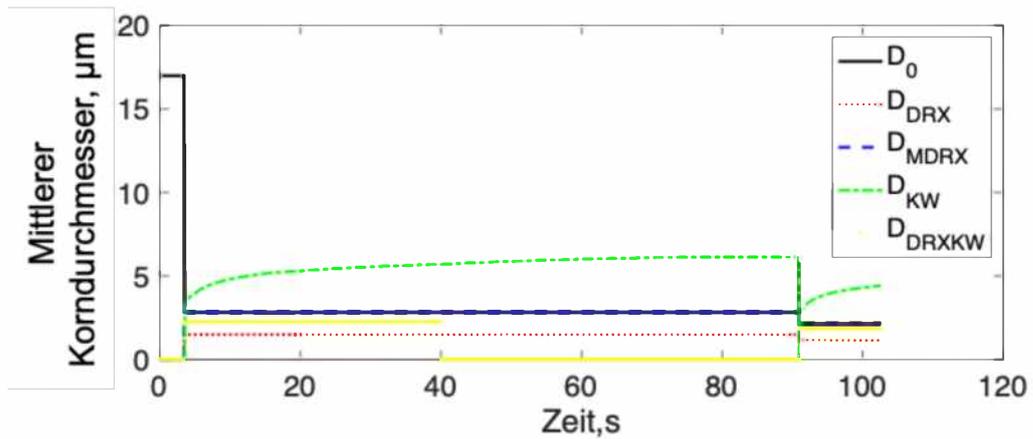
Ausgangsposition 2. Windung
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 403



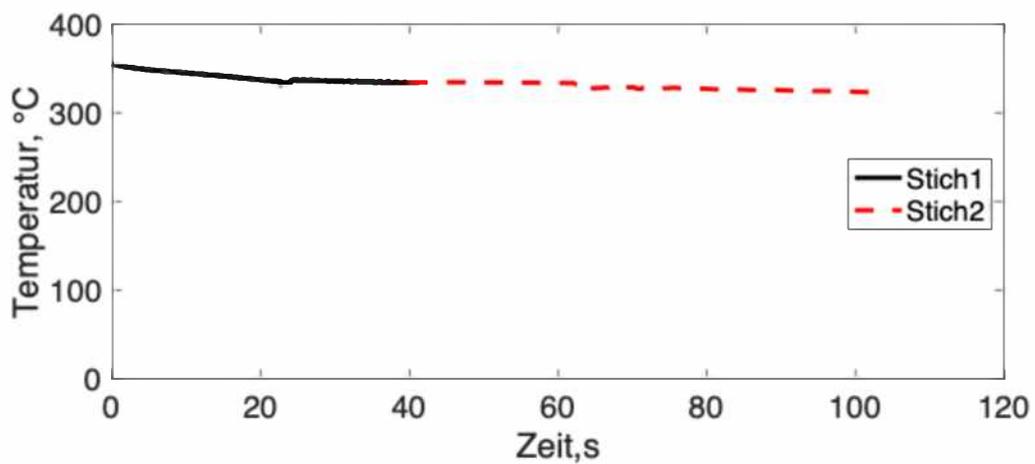
Ausgangsposition 2. Windung
 Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 403



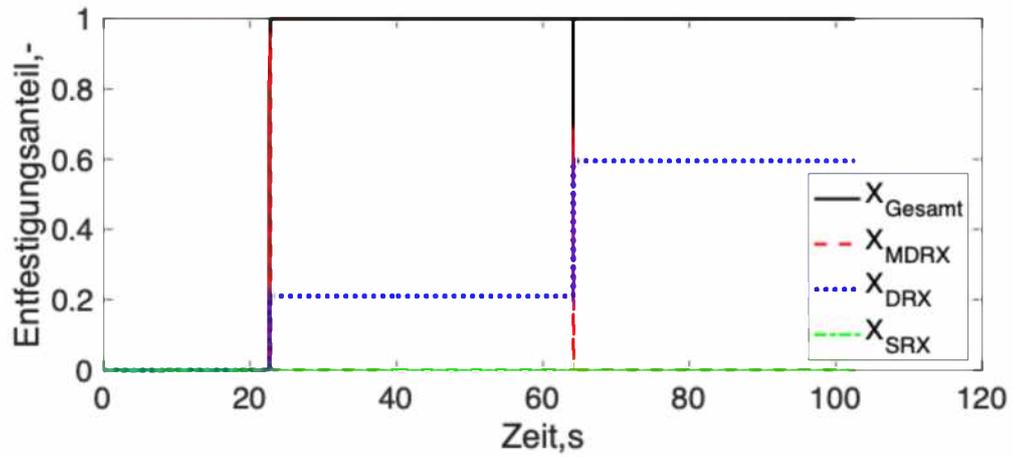
Ausgangsposition 2. Windung
 Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 403



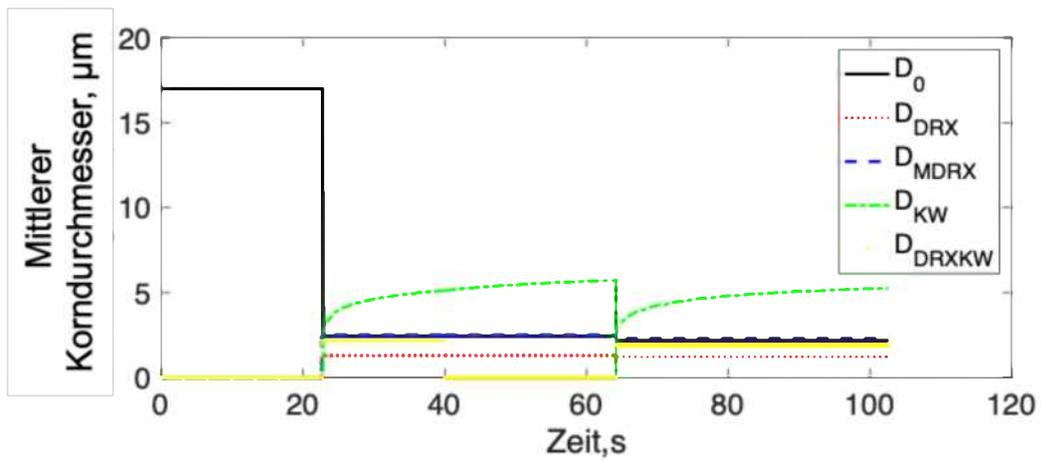
Ausgangsposition 15. Windung
 Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 403



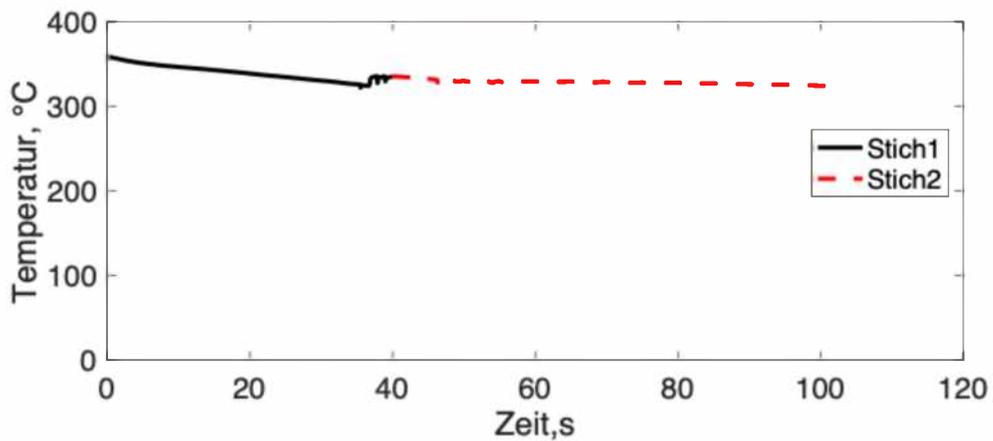
Ausgangsposition 15. Windung
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 403



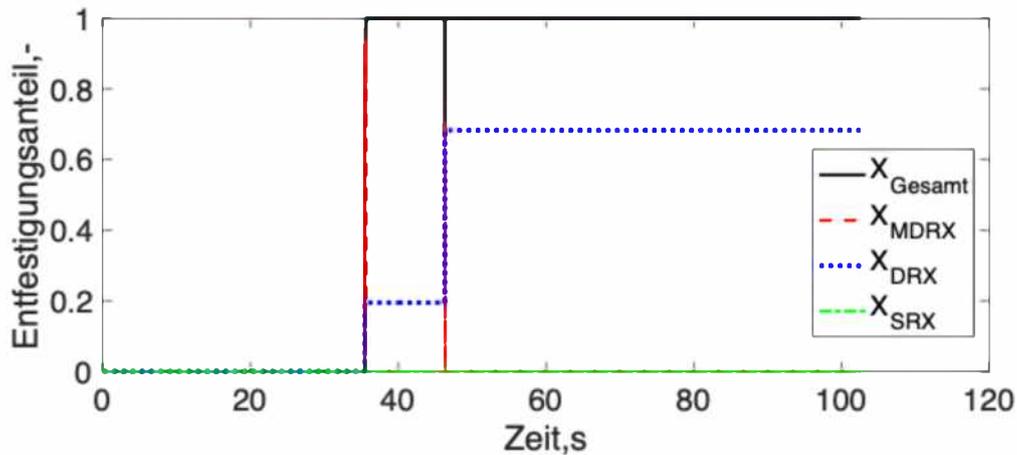
Ausgangsposition 15. Windung
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 403



Ausgangsposition 25. Windung
Temperaturverlauf im Laufe des Walzversuches Nr. 403



Ausgangsposition 25. Windung
Entfestigungsanteil im Laufe des Walzversuches Nr. 403



Ausgangsposition 25. Windung
Korngrößenverteilung im Laufe des Walzversuches Nr. 403

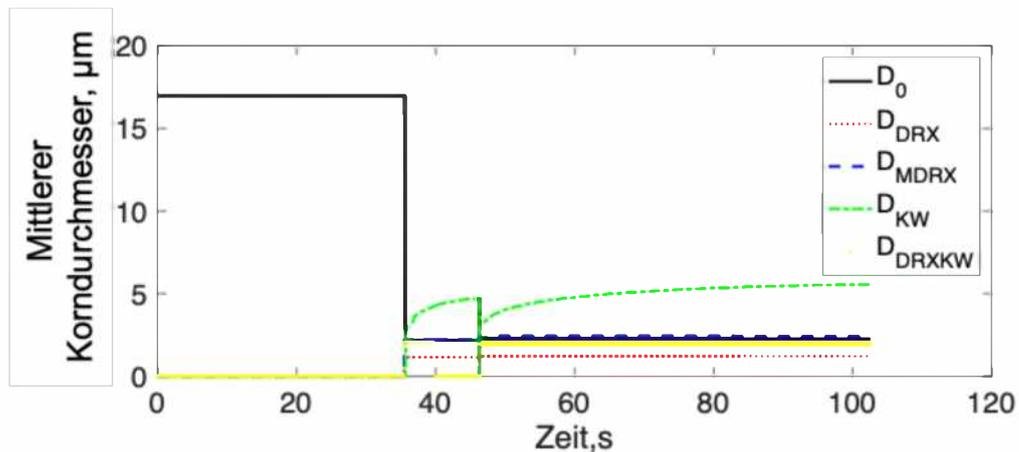


Abbildung 76: Berechnung der Gefüge ausgehend von den drei Positionen in den Windungen im Laufe des Walzversuches Nr. 403 (D_0 ist der mittlere Ausgangskorndurchmesser nach dem Wärmen)

Vergleich der berechneten mit den gemessenen mittleren Korndurchmessern (Mitte der Bandbreite)

Tabelle 30 und Abbildung 77 stellen den Vergleich der gemessenen und berechneten mittleren Korndurchmesser in drei unterschiedlichen Ausgangspositionen im Coil (Ausgangsposition in 2., 15., 25. Vorbandwindung) dar. Die Windungen (die einzelnen Punkte des Bandes) ändern ihre Position im Coil während des reversierenden Warmwalzens. Einmal sind sie in der Nähe der Coiloberfläche und nach dem nächsten Walzstich sind sie in der Nähe des Haspeldorns. Die Lage des Punktes im Coil ist im Zuge des Warmwalzens von der Anzahl der Walzstiche abhängig. Bei den gemessenen mittleren Korndurchmessern handelt es sich um Messungen an Proben im geglühten Zustand, die vergleichbar mit den gewalzten Zuständen sind.

Die berechneten mittleren Korndurchmesser liegen unter den gemessenen Werten (ca. 1 μm). Sie zeigen jedoch dieselbe Tendenz auf. Die Unterschiede sind einerseits darauf zurückzuführen, dass das Berechnungsmodell die Zeit zur Veränderung der Walzrichtung und zur Beschleunigung auf die vorgegebene Walzgeschwindigkeit zwischen den Walzstichen vernachlässigt. Andererseits sind Abweichungen durch das Messen der mittleren Korndurchmesser und durch die unvollständige Ätzung der Korngrenzen verursacht worden. Zudem treten Seigerungsbereiche auf, die aufgrund einer anderen chemischen Zusammensetzung das Messergebnis auch verfälschen können.

Tabelle 30: Vergleich der gemessenen und berechneten mittleren Korndurchmesser

3 stufiger Walzversuch				
Walzversuch Nr.	Berechneter mittlerer Korndurchmesser in μm			Gemessener mittlerer Korndurchmesser in μm
	2. Windung (Bandanfang)	15. Windung (Bandmitte)	25. Windung (Bandende)	
1 (397)	5,2	4,7	4,2	5,4
2 (394)	4,9	4,6	4,3	5,1
2 stufiger Walzversuch				
Walzversuch Nr.	Berechneter mittlerer Korndurchmesser in μm			Gemessener mittlerer Korndurchmesser am Bandende in μm
	2. Windung (Bandende)	15. Windung (Bandmitte)	25. Windung (Bandanfang)	
3 (395)	4,2	5,2	5,6	5,5
4 (403)	4,4	5,2	5,6	5,6

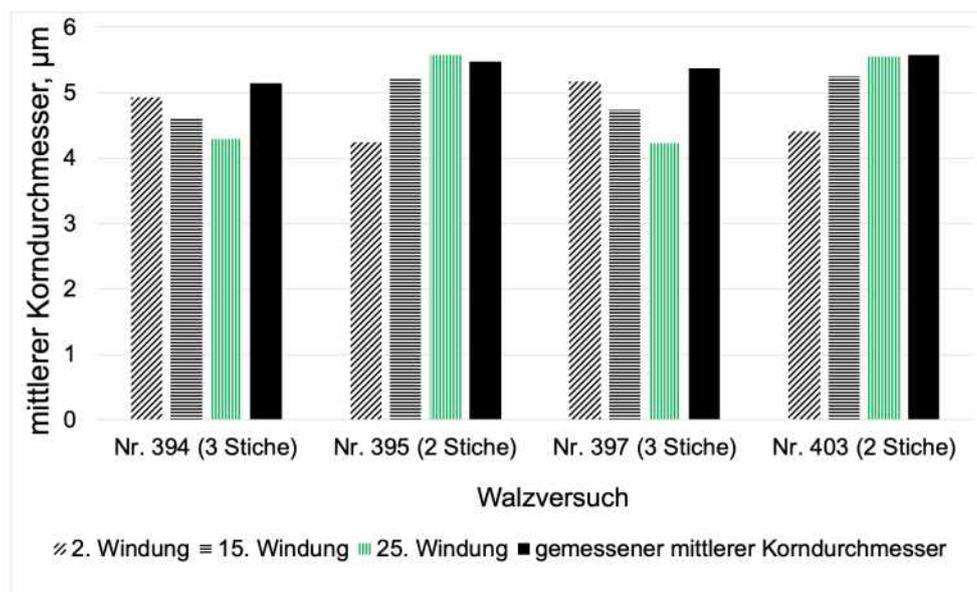


Abbildung 77: Vergleich der gemessenen mittleren Korndurchmesser und der berechneten mittleren Korndurchmesser in den 3 Ausgangspositionen auf den Windungen des Vorbandcoils

Vergleich der berechneten mit den gemessenen mittleren Korndurchmessern (Mitte und Kantenbereich der Bandbreite)

In Abbildung 78 sind die Rekristallisationsanteile und die mittleren Korndurchmesser in der Mitte und im Kantenbereich der Bandbreite basierend auf der Temperaturverteilung über die Bandbreite dargestellt. Der Rekristallisationsanteil ist über die ganze Bandbreite gleich. Die mittleren Korndurchmesser unterscheiden sich geringfügig. Der Unterschied beträgt $0,3 \mu\text{m}$ zwischen der Bandmitte und -kante, d.h. in der Mitte des ausgewalzten Bandes (2. Windung des Vorbandes) lag ein mittlerer Korndurchmesser von $5,2 \mu\text{m}$ und im Kantenbereich von $4,9 \mu\text{m}$ vor.

Diese Ergebnisse zeigen auf, dass die Berechnungen des Gefüges im Zuge des reversierenden Warmwalzens in der Mitte des Bandes zur Wiedergabe des Gefügezustandes bei der Magnesiumlegierung AZ31 ausreichend sind. Die Berechnungen können auch mit Hilfe des 2D Modells (geringerer Rechenaufwand) durchgeführt werden.

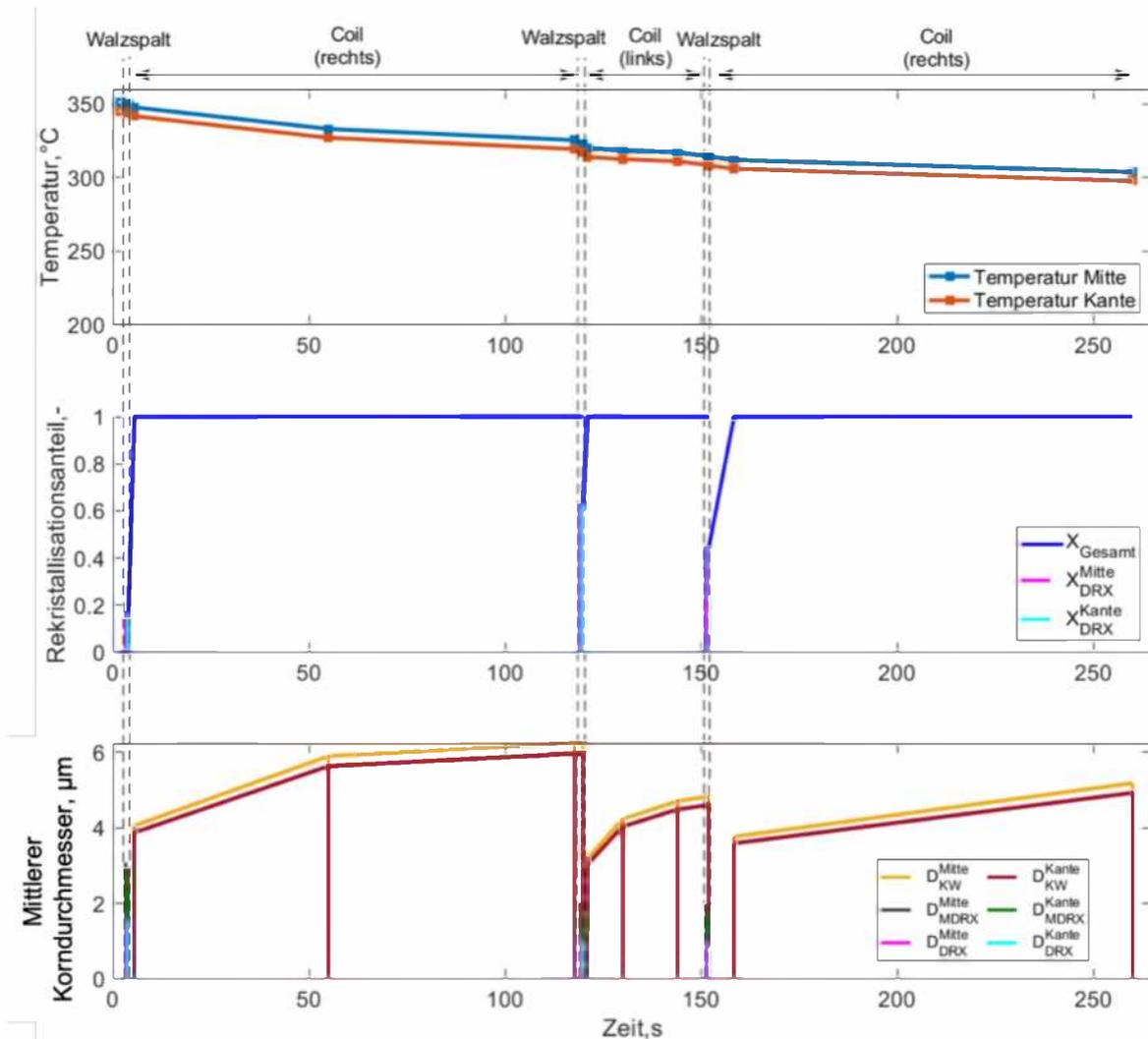


Abbildung 78: Entfestigungsanteile und mittlere Korndurchmesser im Laufe des dreistufigen reversierenden Warmwalzens entlang der Bandbreite ausgehend von der Ausgangsposition 2. Windung im Coil

8.6 Einsatz des Modells für die Ermittlung vom Einfluss der Walzparameter auf das Gefüge

Um die Einflüsse der Walzparameter auf das Gefüge beim reversierenden Warmwalzen der Magnesiumlegierung AZ31 zu untersuchen, wurden die Bedingungen des Walzversuches Nr. 397 mit drei Walzstichen als Referenz festgelegt. Basierend auf den Ergebnissen des Kapitels 8.5 erfolgen die Berechnungen mit Hilfe des 2D Modells. Folgende Parameter, die experimentell im Rahmen langjähriger Untersuchungen am Institut für Metallformung als sinnvoll ermittelt wurden, wurden zur Untersuchung des Einflusses auf das Gefüge ausgewählt:

- Anfangstemperatur des Vorbandcoils nach dem Wärmen (370, 350 und 300 °C)
- Walzgeschwindigkeit (60, 100 und 200 m/min)
- Stichplanstrategie (zunehmende, konstante und abnehmende Höhenabnahme)

Tabelle 31 stellt die Walzbedingungen für die Berechnungen dar. Abbildungen 79 – 81 zeigen die Ergebnisse zur Veränderung des Gefüges in Abhängigkeit von den unterschiedlichen Anfangswalztemperatur des Coils, Walzgeschwindigkeiten und Walzstichplänen im Laufe des reversierenden Warmwalzens für die Position 2. Windung des Coilvorbandes.

Tabelle 31: Bedingungen der Walzversuche zur Untersuchung der Einflüsse der Walzparameter auf das Gefüge beim reversierenden Warmwalzen

Referenzbedingungen des Walzversuches			
Walzversuch	Stichplan [mm]	Anfangstemperatur [°C]	Walzgeschwindigkeit [m/min]
	5,35→3,9→2,75→2,00 (konstant)	370	100
Einfluss der Walzgeschwindigkeit			
1	5,35→3,9→2,75→2,00	370	60
2	5,35→3,9→2,75→2,00	370	120
3	5,35→3,9→2,75→2,00	370	200
Einfluss der Anfangswalztemperatur			
4	5,35→3,9→2,75→2,00	350	100
5	5,35→3,9→2,75→2,00	300	100
Einfluss der Stichplanstrategie			
7	5,35→4,4→3,25→2,00 (zunehmend)	370	100
8	5,35→3,3→2,45→2,00 (abnehmend)	370	100

Einfluss der Anfangswalztemperatur des Coils nach dem Wärmen

Die Anfangswalztemperatur des Coils weist einen ausgeprägten Einfluss auf das Gefüge auf. Der Rekristallisationsanteil nach der Umformung nimmt im ersten Stich mit steigender Ausgangstemperatur zu. Danach rekristallisiert das Gefüge mit Hilfe der

metadynamischen Rekristallisation. Der Zeitpunkt des Erreichens eines vollständig rekristallisierten Zustandes ist von der Anfangswalztemperatur abhängig, d.h. je höher die Temperatur umso kürzer ist diese Zeit (< 1 Sekunde).

Der Einfluss der Anfangswalztemperatur im Bereich von $370 - 300$ °C wirkt sich nicht erkennbar auf den Verlauf der Rekristallisation in den danach folgenden Walzstichen 2 und 3 aus. Hier scheint das feine Korn (Korndurchmesser $< 5,5$ μm) dominierend zu sein.

Erkennbare Unterschiede treten bei dem rekristallisierten Korndurchmesser auf. Mit steigender Anfangswalztemperatur nimmt der mittlere Korndurchmesser von $3,8$ μm ($T = 300$ °C) bis $5,2$ μm ($T = 370$ °C) zu. Dies ist hauptsächlich auf das Kornwachstum im Coil zurückzuführen. Dabei ist der Vorgang mit steigender Temperatur schneller (siehe Abbildung 79).

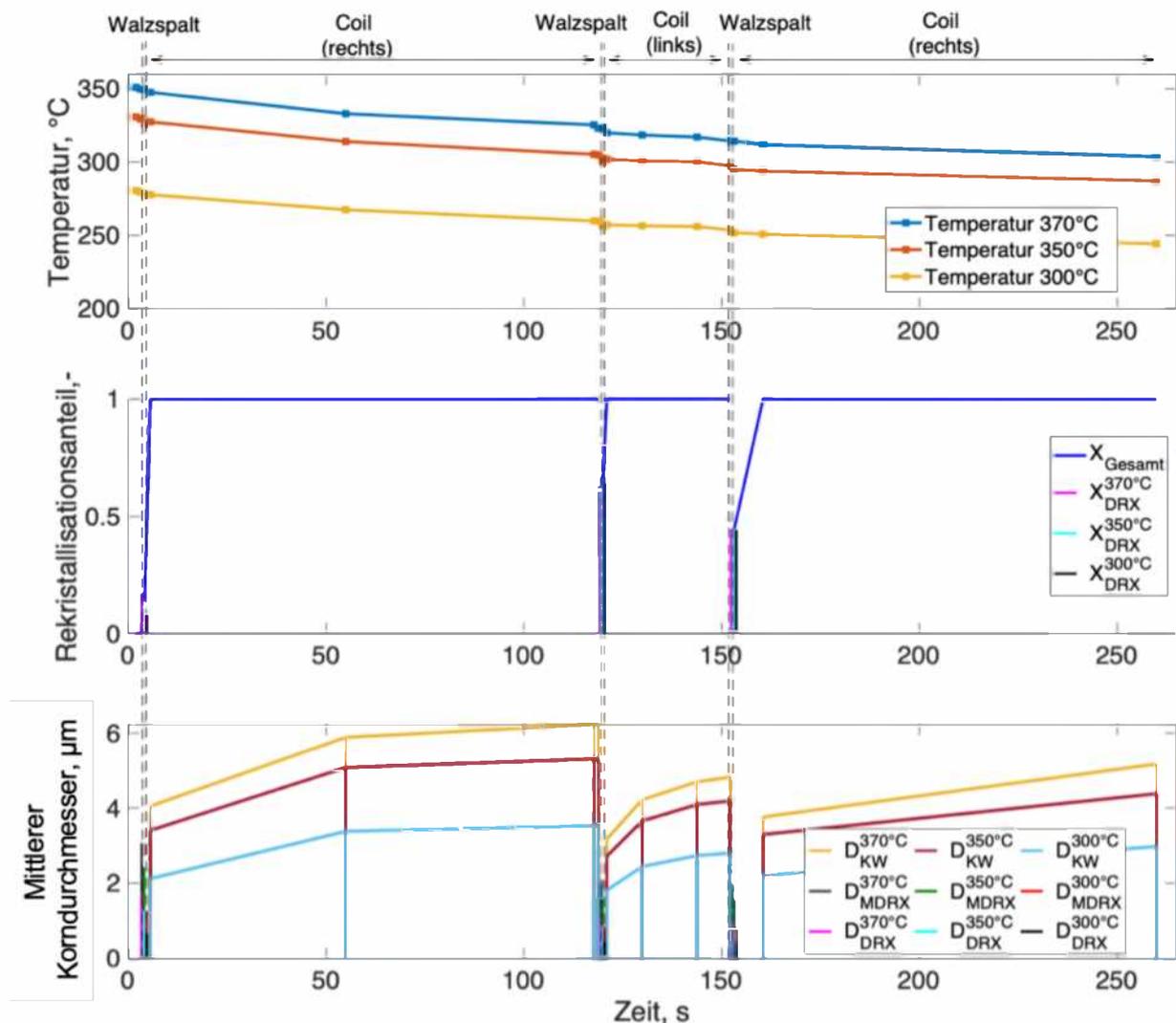


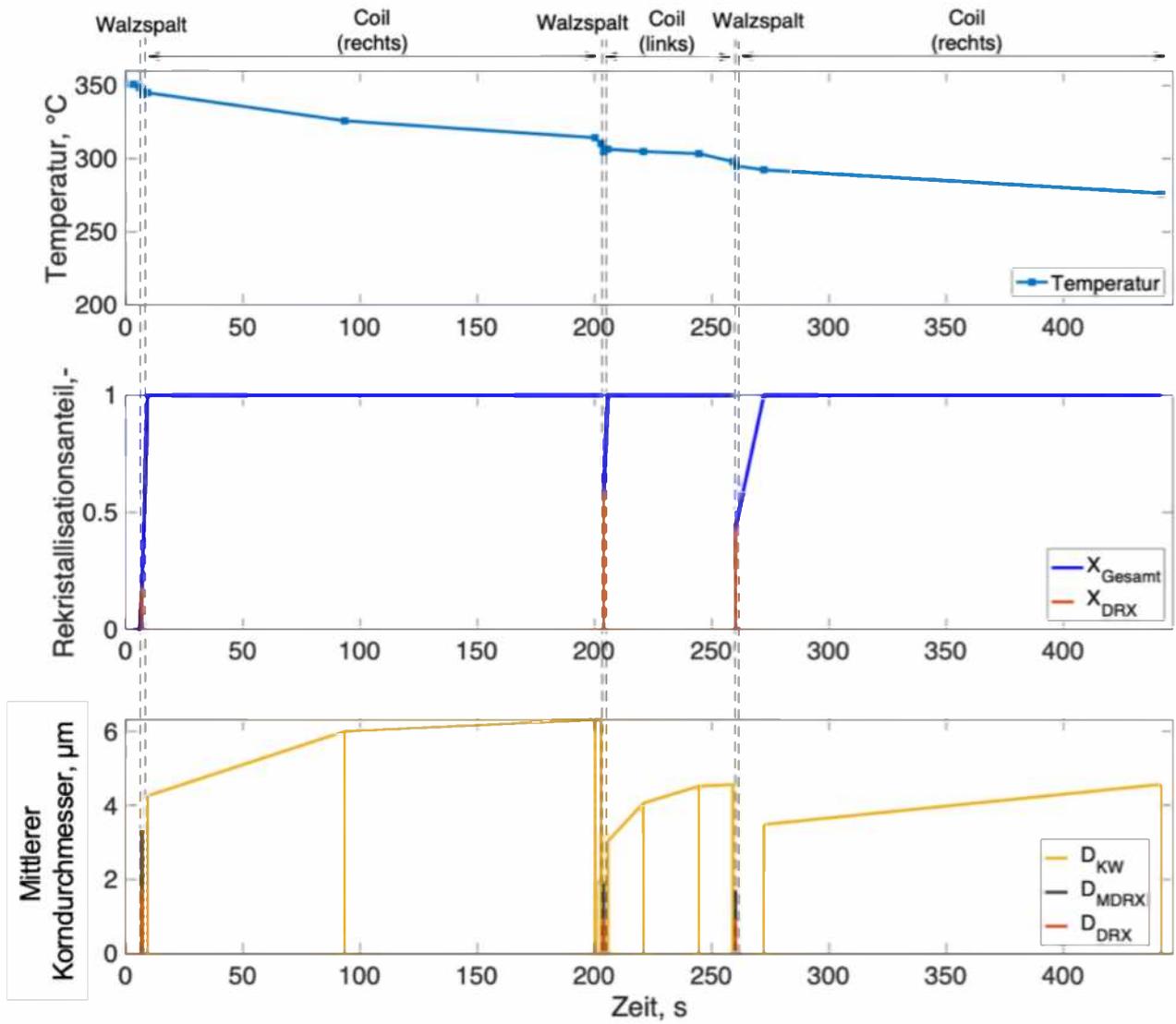
Abbildung 79: Einfluss der Ausgangstemperatur des Coils vor dem Warmwalzen auf die Bandtemperatur und den Gefügezustand (Ausgangsposition 2. Windung) im Laufe des dreistufigen reversierenden Warmwalzens

Einfluss der Walzgeschwindigkeit

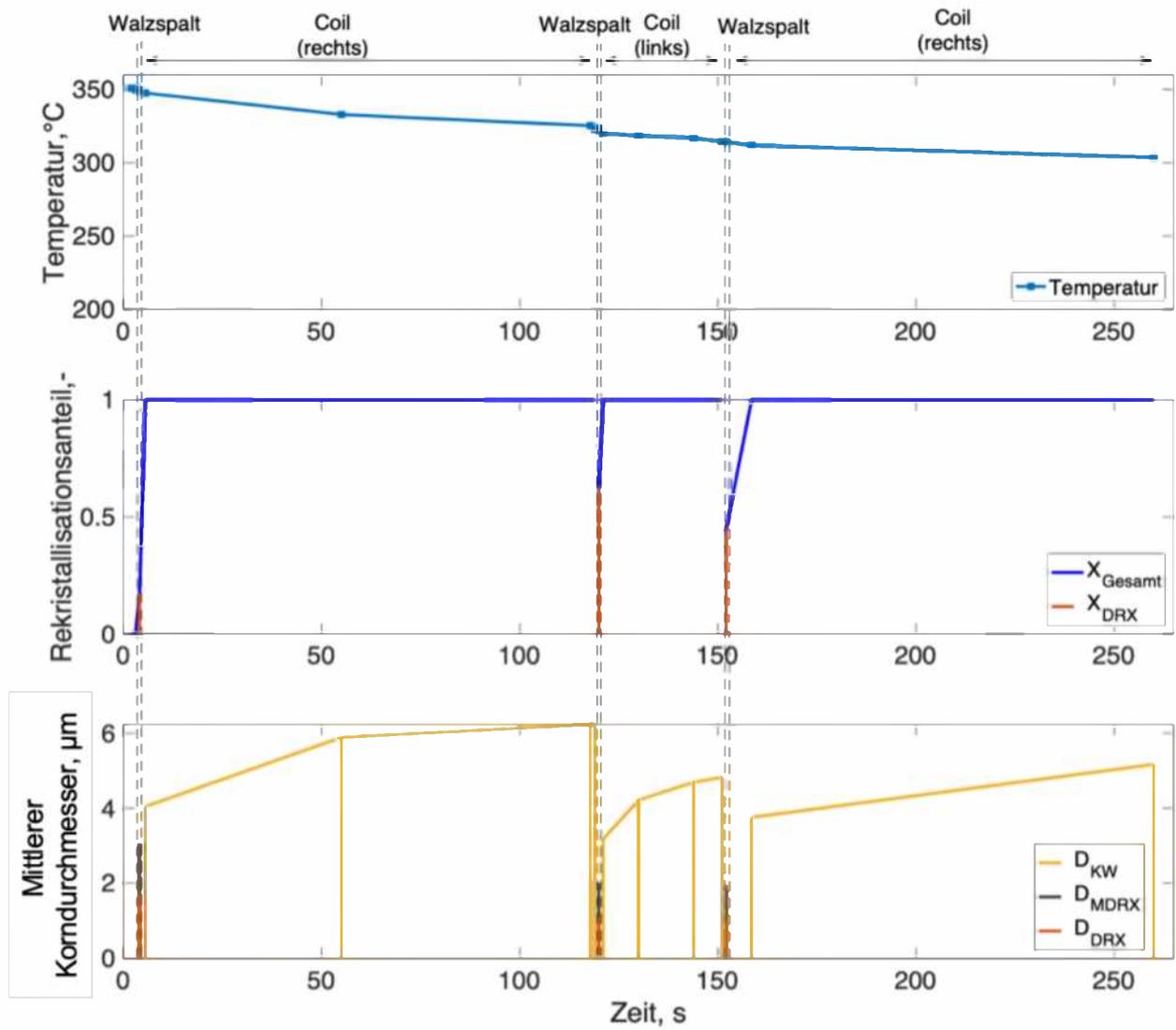
Der Einfluss der Walzgeschwindigkeit auf die Gefügeentwicklung beim reversierenden Warmwalzen ist in der Abbildung 80 gezeigt. Dieser ist generell geringer als der oben beschriebene Einfluss der Ausgangstemperatur des Coils. Bei der Rekristallisationskinetik sind kaum Unterschiede in der Rekristallisationskinetik in Abhängigkeit von der Walzgeschwindigkeit zu vermerken. Bei geringeren Geschwindigkeiten sind zunehmende dynamische Anteile im ersten Walzstich zu erwarten. Allerdings ist das Niveau der rekristallisierten Anteile im Bereich zwischen 15 - 20 %. Danach schließt sich dem Vorgang die metadynamische Rekristallisation an. In den nachfolgenden Stichen ist die Rekristallisationskinetik bei der gewählten Temperatur ähnlich.

Im Falle des mittleren Korndurchmessers konnten bereits Unterschiede in Abhängigkeit von der Walzgeschwindigkeit festgestellt werden. Bei der kleinsten Walzgeschwindigkeit von 60 m/min wurde am Ende des Walzvorganges der kleinste mittlere Korndurchmesser von 4,6 μm berechnet. Bei der Walzgeschwindigkeit von 200 m/min lag der berechnete Wert bei 5,3 μm . Die Unterschiede sind allerdings nicht auf die Walzgeschwindigkeit alleine zurückzuführen, denn mit steigender Walzgeschwindigkeit nehmen die Temperaturverluste ab, so dass trotz der kürzeren Verweilzeiten im Coil (Kornwachstum) der mittlere Korndurchmesser bei hoher Walzgeschwindigkeit zunimmt. Die Endwalztemperatur nahm von 276 °C (60 m/min) auf 317 °C (200 m/min) zu.

a) 60 m/min



b) 100 m/min



c) 200 m/min

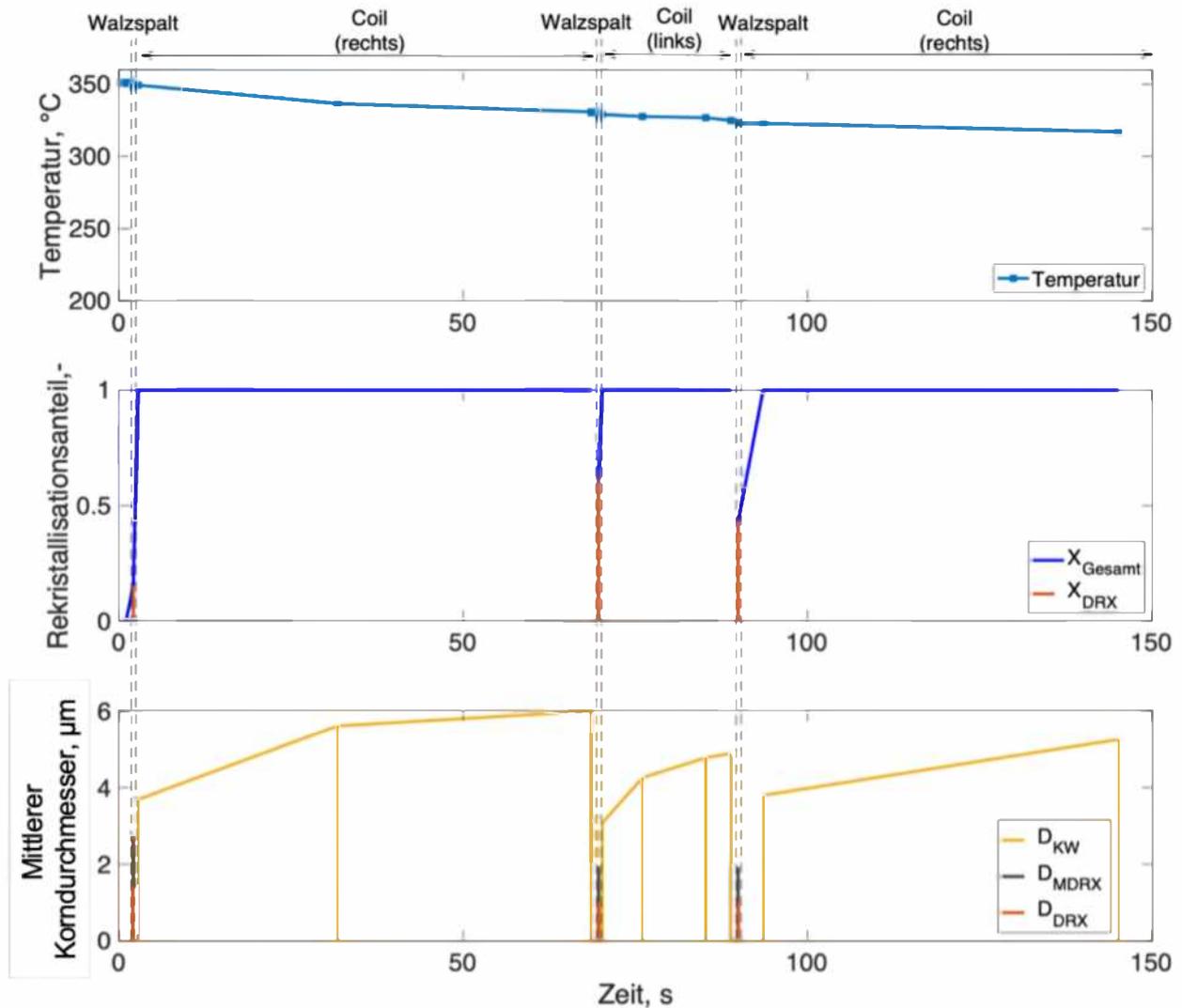


Abbildung 80: Einfluss der Walzgeschwindigkeit auf den Gefügezustand im Laufe des dreistufigen reversierenden Warmwalzens ausgehend von der Ausgangsposition 2. Windung im Coil

Einfluss der Auslegung des Walzstichplanes

Abbildung 81 zeigt die Berechnungsergebnisse zum Einfluss des Stichplanes auf die Gefügeentwicklung. Unterschiede sind in der Temperaturentwicklung erkennbar, die sich auf den mittleren Korndurchmesser auswirken. Zwischen den zwei Stichplänen mit konstanter und mit zunehmender Höhenreduktion sind kaum Unterschiede feststellbar. Die Endwalztemperatur liegt oberhalb von 300 °C. Das Gefüge im Band ist vollständig rekristallisiert und der mittlere Korndurchmesser erreicht in beiden Bändern einen Wert von 5 µm.

Der Stichplan mit der abnehmenden Dickenreduktion weist eine deutlich niedrigere Endwalztemperatur von 275 °C auf. Das Gefüge am Ende des Walzprozesses ist ebenfalls vollständig rekristallisiert. Die niedrige Endwalztemperatur wirkt sich auf den

mittleren Korndurchmesser aus, so dass ein mittlerer Korndurchmesser von 4 μm berechnet wurde.

Der Vergleich der Ergebnisse zeigt, dass der Stichplan mit abnehmender Höhenreduktion zu einem feineren Korndurchmesser führt.

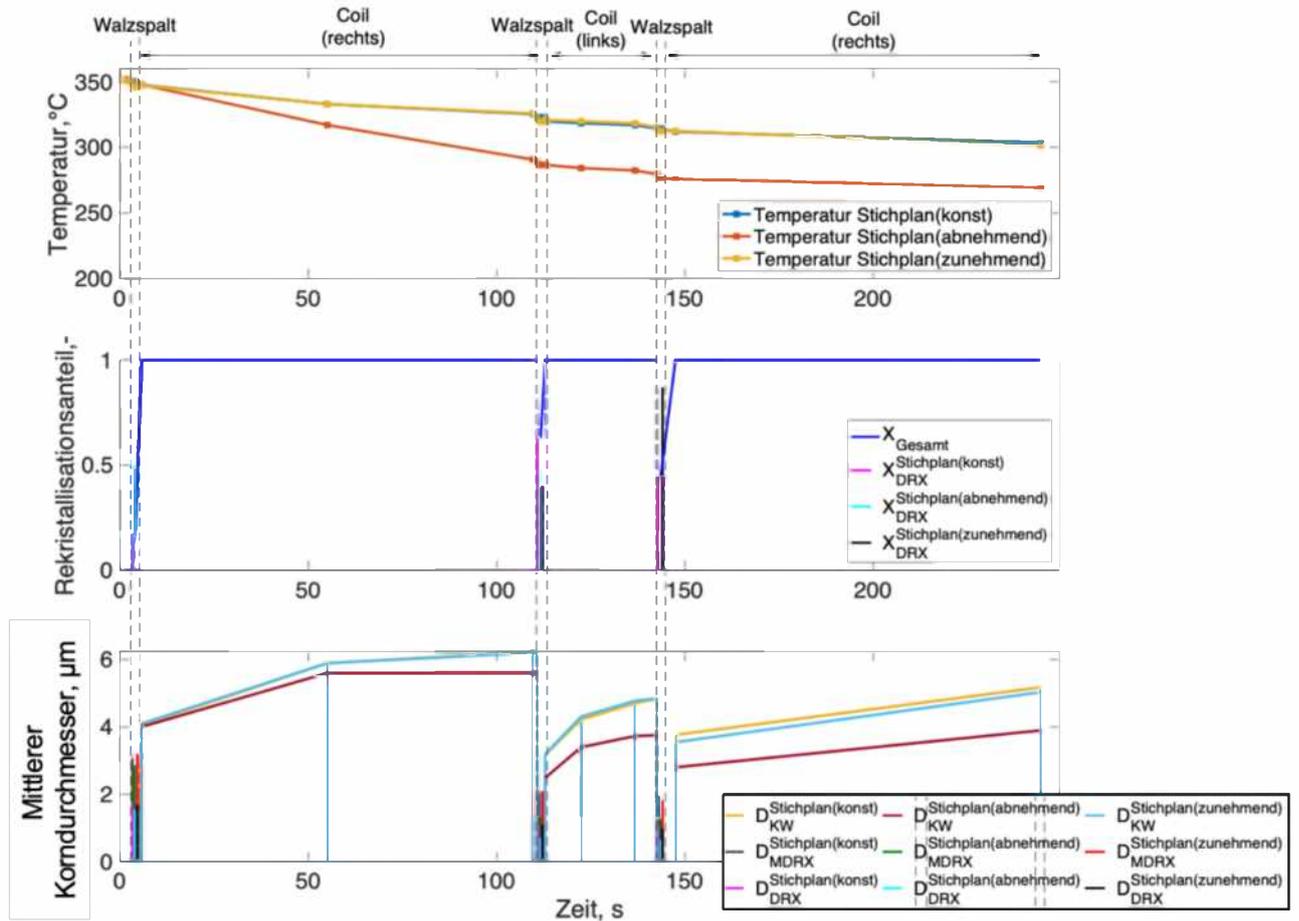


Abbildung 81: Einfluss der Walzstichplanstrategie auf den Gefügezustand im Laufe des dreistichigen reversierenden Warmwalzens ausgehend von der Ausgangsposition 2. Windung im Coil

9 Schlussfolgerung

Die durchgeführten Arbeiten haben gezeigt, wie man mit einem schnellen prozessübergreifenden Simulationsmodell die Temperatur und das Gefüge im Warmband und im Coil beim reversierenden Warmwalzen berechnen kann. Dazu ist ein Modell entwickelt worden und mit Messergebnissen aus Walzversuchen verglichen.

Das prozessübergreifende Modell erfasst das Wärmen des Vormaterials in Form eines Coils, den Transport und das Aufsetzen des Coils auf den Haspeldorn, das reversierende mehrstufige Warmwalzen sowie erstmalig die Vorgänge im Coil. Hierbei wurde der Vorgang der Coilabwicklung sowie der Coilbildung, d.h. die Bewegung des Bandes bei der Ab- und Aufwicklung und der Bildung einzelner Windungen auf dem Dorn der Haspelanlage, berücksichtigt. Um das zu erfassen, wurden Modelle der Coilbildung entwickelt. Die Einflüsse auf die Temperaturveränderung während des reversierenden Warmwalzens sind berücksichtigt worden, die von den Anlagentypen im Reversierbetrieb unabhängig sind.

Das gesamte prozessübergreifende Modell stellt eine Software dar, die in der MATLAB - Umgebung modular aufgebaut ist und auf die FEM Bibliothek OOPDE zurückgreift. Die Bibliothek ist in der Software implementiert. Die Software kann abhängig von der gewünschten Geometrie des Coils (Coil Modell) als 2D oder 3D eingesetzt werden.

Das Coil Modell inklusive der Ab- und Aufwickelvorgänge wurde zuerst in 2D entwickelt und ist ein grundlegender Bestandteil der gesamten Modellierung, welches in den Teilmodellen für die einzelnen technologischen Schritte vorkommt. Durch das Extrudieren der 2D Geometrie des Coils in Richtung der Bandbreite kann dieses Modell in 3D transformiert werden. Dadurch ist es möglich, die Simulation sowohl in 2D als auch in 3D durchzuführen.

Der Datentransport im gesamten Modell des reversierenden Warmwalzens findet von einem Teilmodell zum nächsten Teilmodell statt, um die Übertragbarkeit der Ergebnisse zwischen den einzelnen Teilmodellen zu gewährleisten. Mit dem Datentransport wurden die Coilrotation und die Bandbewegung zwischen den Coils beschrieben. Dazu wurde die lineare Interpolation verwendet, welche mit der MATLAB Klasse „scatteredInterpolant“ ermöglicht wurde und für die Berechnungen genutzt wurde.

Die Geometrie des Walzspaltes wurde mit Hilfe einer analytischen Gleichung berechnet und ebenfalls in dem gesamten Modell implementiert. Die Umformwärme im Walzspalt ist mit einem aus der Literatur [70] entnommenen Meta-Modell berechnet worden, welches die Umformgradverteilung über die Banddicke entlang der gedrückten Länge in Abhängigkeit von der Banddicke, dem Arbeitswalzendurchmesser, der Reibung und dem Umformwiderstand des Materials berücksichtigt.

Die Temperaturentwicklung im Coil setzte die Erfassung der Wärmvorgänge im Coil in radialer und axialer Richtung voraus. Die erforderlichen Wärmeübergangskoeffizienten und insbesondere der äquivalente Wärmeleitkoeffizient in radialer Richtung sind mit der inversen Methode, die auf der Lösung des direkten FEM-Problems und einem Optimierungsverfahren basiert, bestimmt worden. Sie gelten ausschließlich für die

technologischen Bedingungen für die Herstellung des Vorbandes und des Warmbandes der Magnesiumlegierung AZ31. Die Bestimmung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten erfolgte mit Hilfe des FE Modells in 2D und der Optimization Toolbox von MATLAB.

Das gesamte Modell wurde mit Messungen der Temperaturentwicklung und metallografischen Untersuchungen von aus Walzversuchen entnommenen Warmbandproben einer Magnesiumlegierung AZ31 validiert. Die Versuche erfolgten am Institut für Metallformung im Bereich der Gießwalzanlage für Magnesiumlegierungen, in dem das gießgewalzte Vorband mit einer Breite von etwa 700 mm gewickelt, wiedererwärmt und reversierend ausgewalzt wurde.

Die Berechnung der Temperaturentwicklung im Laufe des reversierenden Warmwalzens wurde mit Temperaturmessungen an Coils verglichen. Die Messungen erfolgten in der Mitte und im Kantenbereich der Coilbreite. Sowohl die Berechnungs- als auch die Messergebnisse (Übereinstimmung mit einem Unterschied von <15 %) haben gezeigt, dass bei der Magnesiumlegierung AZ31, die eine sehr gute Wärmeleitfähigkeit hat, kaum Unterschiede in der Bandbreite vorhanden sind. Das trifft auch auf das Coil zu.

Die Gefügeentwicklung wurde im Postprocessing in Abhängigkeit von der Zeit, der Temperatur und den Umformparametern (Umformgrad, Umformgeschwindigkeit) berechnet. Hierfür wurden die für das gießgewalzte Vorband bereits vorhandenen Ansätze für die schnelle Berechnung der Rekristallisationsvorgänge und des Kornwachstums aus der Literatur [138] verwendet. Die Gefügeentwicklung kann für die beliebig definierten Punkte im Coil während des reversierenden Warmwalzens verfolgt werden. Die lokalen Punkte können über die Banddicke, in der Bandbreite und in der gesamten Bandlänge gesetzt werden. Beispiele zur Berechnung der Gefügeentwicklung wurden an den Windungen des Bandanfanges, in der Mitte der Bandlänge und am Bandende gezeigt. Diese Demonstration gab den Überblick über die Gefügeentwicklung über die gesamte Bandlänge wieder.

Das Gefüge des gesamten Warmbandes (Coils) war aufgrund des Temperaturengleiches und der verschiedenen Verweilzeiten von einzelnen Windungen im Coil nahezu gleichmäßig. Das Gefüge ist durch die dynamische und metadynamische Rekristallisation vollständig rekristallisiert worden.

Der Vergleich der mittleren Korndurchmesser, die berechnet worden sind, mit mittleren Korndurchmessern, die metallografisch bestimmt worden sind, zeigt, dass diese vergleichbar sind. Der Unterschied zwischen den gemessenen und berechneten Korndurchmessern in der Bandlänge betrug maximal 1 μm . Darüber hinaus wurde festgestellt, dass kaum ein Unterschied in den Korndurchmessern in der Bandbreite vorhanden war. Zwischen der Bandmitte und dem Kantenbereich des Coils war der Unterschied im Korndurchmesser sehr gering. Er betrug etwa 0,3 μm . Die gesamten Abweichungen liegen im Genauigkeitsbereich der metallografischen Bestimmungen des mittleren Korndurchmessers.

Die Ergebnisse der Gefügeberechnungen in der Mitte der Bandbreite wurden mit Hilfe des 2D Modells ermittelt. Sie gelten für die gesamte Coilbreite der Magnesiumlegierung AZ31. In dem Falle besteht nicht die Notwendigkeit der Berechnung mit einer 3D Geometrie, die einen wesentlich größeren Rechenaufwand erfordert.

Abschließend wurde das entwickelte Modell zur Ermittlung der Einflüsse von Walzbedingungen auf die Temperaturentwicklung, den Rekristallisationszustand sowie den mittleren Korndurchmesser des Gefüges beim reversierenden Warmwalzen der Magnesiumlegierung AZ31 eingesetzt. Bei den Berechnungen erfolgte die Variation der Walzbedingungen anhand zulässiger Grenzwerten, die bereits im Rahmen von vielen Walzversuchen am Institut für Metallformung abgeleitet worden sind. Die Ergebnisse zeigten, dass bei allen variierten Bedingungen ein vollständig rekristallisierter Zustand im fertigen Band erreicht werden kann. Dabei hat die Temperatur den größten Einfluss auf die thermisch aktivierten Rekristallisationsvorgänge einschließlich auf das Kornwachstum. Sie kann mit der Variation der Walzgeschwindigkeit und der Stichplangestaltung gesteuert werden.

Die Ergebnisse haben zudem gezeigt, dass das feinkörnige Gefüge beim reversierenden Warmwalzen der Magnesiumlegierung AZ31 nach der Umformung vergrößert. Dies geschieht durch das Kornwachstum des vollständig rekristallisierten Gefüges während des Transportes des Warmbandes zum Coil und infolge der Verweilzeit im Coil. Das Abkühlen des Coils nach dem Warmwalzen kann auch einen Beitrag dazu leisten.

Zukünftig wird das gesamte Modell für die Vorausberechnungen der Temperatur und der Gefügeentwicklung bei Versuchen zum reversierenden Warmwalzen vom Band aus Magnesiumlegierungen eingesetzt. Für andere Legierungssorten müssen allerdings die entsprechenden Koeffizienten für den Wärmeübergang bestimmt werden.

10 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde ein prozessübergreifendes Simulationsmodell für die Temperatur- und Gefügeentwicklung im Band und im Coil beim reversierenden Warmwalzen entwickelt. Dieses Modell besteht aus mehreren Modulen und ist mit Messergebnissen aus Walzversuchen mit dem Warmband aus der Magnesiumlegierung AZ31 evaluiert worden. Es berücksichtigt erstmalig die Bandbewegung im Zuge der Ab- und Aufwicklungsvorgänge vom Coil.

Die Ergebnisse lassen sich im Folgenden zusammenfassen:

- Die gesamte Software zur prozessübergreifenden Berechnung der Temperatur- und Gefügeentwicklung basiert auf einem Temperaturmodell, das eine Software darstellt, die in der MATLAB-Umgebung modular aufgebaut ist und auf die FEM Bibliothek OOPDE stützt.
- Das gesamte prozessübergreifende Modell erfasst die Wärmeübertragungsvorgänge im Zuge des Wärmens, des Transportes zur Haspel und des Aufsetzens des Coils auf den Haspeldorn sowie des reversierenden Warmwalzens mit der Besonderheit der Coil Geometrie.
- Für die Ab- und Aufwicklungsvorgänge des Warmbandes wurde ein numerisches Modell, das die Coilrotation durch Datentransport berücksichtigt, entwickelt. Das Modell kann in 2D und 3D eingesetzt werden.
- Die Gefügeentwicklung erfasst die Rekristallisationsprozesse und die Entwicklung des mittleren Korndurchmessers. Die Berechnung erfolgt im Postprocessing und nutzt das Temperaturmodell. Die Berechnung der Gefügeentwicklung kann für die beliebigen lokalen Positionen in der Bandbreite, -länge und -dicke erfolgen.
- Die Besonderheit der Gefügeentwicklung besteht darin, dass der Ausgangszustand des Vorbandes für das reversierende Warmwalzen ein gießgewalztes Gefüge der Magnesiumlegierung AZ31 besitzt. Die Gefügeentwicklung wurde mit den dazu geltenden Modellen berechnet.
- Die Koeffizienten für den Wärmeübergang im Coil und für die Wärmeübertragung in die Umgebung wurden mit der inversen Methode bestimmt.

Das gesamte Modell wurde zur Ermittlung der Einflüsse der Umformbedingungen auf die Temperatur- und Gefügeentwicklung angewendet und wird zukünftig für die Vorhersage der Entwicklung der Temperatur und des Gefüges bei reversierenden Warmwalzversuchen eingesetzt. Es kann auch für Walzungen von anderen metallischen Werkstoffen genutzt werden, allerdings müssen die entsprechenden Koeffizienten für den Wärmeübergang im Coil und die Wärmeübertragung in die Umgebung ermittelt werden.

11 Ausblick

Das entwickelte Modell kann für die Vorhersage der Temperatur und Gefügeentwicklung des reversierenden Warmwalzens der Magnesiumlegierung AZ31 verwendet werden, um den Walzstichplan aus der Sicht des finalen Gefügezustandes zu optimieren.

Das Modell ist für das reversierende Warmwalzen von weiteren Materialien anwendbar. Allerdings müssen neue materialabhängige Koeffizienten wie z.B. Wärmeübergangskoeffizienten und äquivalenter Wärmeleitkoeffizient in radialer Richtung im Coil, für das untersuchte Material mit den beschriebenen Methoden bestimmt werden.

In den zukünftigen Entwicklungen können weitere Untersuchungen durchgeführt werden, die die Aussagegenauigkeit in Bezug auf die Gefügeentwicklung von warmgewalzten Bändern aus Magnesiumlegierungen verbessern sollen:

- Erweiterung der Modelle für Rekristallisationskinetik (dynamische und metadynamische Rekristallisation) bei Umformtemperaturen unterhalb von 250 °C und oberhalb von 350 °C;
- Ermittlung des Einflusses des Dickenquerprofils auf die Temperatur- und Gefügeentwicklung im Laufe des reversierenden Warmwalzens, insbesondere im Coil;
- Untersuchungen zur Beschreibung der metadynamischen Rekristallisation in Abhängigkeit von dem mittleren verfestigten Korndurchmesser nach der Teilrekristallisation.

Literaturverzeichnis

- [1] H. Hoffmann, G. Spur, R. Neugebauer (Eds.), Handbuch Umformen, Carl Hanser Fachbuchverlag, 2012.
- [2] A. Hensel (Ed.), Technologie der Metallformung: Eisen- und Nichteisenwerkstoffe, Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1990.
- [3] Information on <https://www.alunorf.de/>
- [4] Information on http://www.aluminas.ru/en/association/the-registry/arconic_smz/
- [5] B.V. Ginzburg, Metallurgical design of flat rolled steels, Dekker, New York, 2005.
- [6] V.B. Ginzburg (Ed.), Flat-rolled steel processes: Advanced technologies, CRC Press, Boca Raton, 2009.
- [7] M. Ferry, Direct strip casting of metals and alloys: Processing, microstructure and properties, Woodhead Pub. and Maney Pub. on behalf of The Institute of Materials Minerals & Mining, Cambridge, 2006.
- [8] D. Rosenthal, S. Kraemer, C. Klein, C. Geerkens, J. Mueller, 20 years of CSP: Success story of an extraordinary technology, Stahl und Eisen 129 (2009).
- [9] C. Bilgen, C. Klein, C. Klinkenberg, J. Müller, From CSP® to CSP® ex: the new concept for thin slab technology, Millennium steel (2012) 90–96.
- [10] G. Flemming, K.-E. Hensger, Herstellung von hochfestem mikrolegiertem Warmband auf CSP-Anlagen, Stahl und Eisen 120 (2000) 69–76.
- [11] K.-E. Hensger, Processing of advanced structural steels on CSP plants, Metallurgija 41 (2002) 183–190.
- [12] C.-P. Reip, W. Hennig, J. Kempken, R. Hagmann, Development of CSP Processed High Strength Pipe Steels, in: Materials Science Forum, 2005, pp. 287–294.
- [13] G. Arvedi, Achievements of ISP steelmaking technology, Ironmaking and Steelmaking 37 (2010) 251–256.
- [14] G. Arvedi, A. Bianchi, A. Guindani, L. Manini, Latest results from the Arvedi ISP technology and prospects for the new ISP-ECR technology, Stahl und Eisen 123 (2003) 57–65.
- [15] C. Piemonte, A. Pigani, Danieli's new generation of thin slab rolling plants, Millennium Steel (2014) 101–106.
- [16] G. Arvedi, F. Mazzolari, A. Bianchi, G. Holleis, J. Siegl, A. Angerbauer, The Arvedi Endless Strip Production line (ESP), from liquid steel to hot-rolled coil in seven minutes | La ligne de production de bande en continu (ESP): De l'acier liquide à la bobine en sept minutes, Revue de Metallurgie. Cahiers D'Informations Techniques 105 (2008) 398-407+iii-iv.
- [17] G. Arvedi, F. Mazzolari, A. Jungbauerl, G. Hohenbichler, G. Holleis, Arvedi ESP (Endless Strip Production) first thin slab endless casting and rolling results, Iron and Steel Technology (2010) 271–275.

- [18] G. Arvedi, F. Mazzolari, J. Siegl, G. Hohenbichler, G. Holleis, Arvedi ESP first thin slab endless casting and rolling results, *Ironmaking and Steelmaking* 37 (2010) 271–275.
- [19] S. Bragin, A. Rimnac, B. Linzer, A. Bianchi, A. Mantova, A. Rizzi, C. Bernhard, Arvedi ESP process-an ultimate technology connecting casting and rolling in endless mode, *Proc. Rolling 2013* (2013).
- [20] G. Hohenbichler, F. Mazzolari, B. Linzer, A. Jungbauer, Arvedi ESP-technology and plant design, *Millenium Steel* (2010).
- [21] B. Linzer, A. Jungbauer, Arvedi ESP for High-Quality Hot-Strip Production at Rizhao Steel, *Mater. Sci. Forum* 854 (2016) 207–214.
- [22] R. Venturini, P.D. Avancini, N. Barbier, A. Rizzi, Arvedi ESP Technology-The Hot Rolling of HS and AHS Thin Gauge Steel Strips, in: *Materials Science Forum*, 2016, pp. 42–47.
- [23] S. Ge, M. Isac, R.I.L. Guthrie, Progress of Strip Casting Technology for Steel; Historical Developments, *ISIJ Int.* 52 (2012) 2109–2122.
- [24] SMS Siemag Group, *Steckelwalzwerk: Kreative Anlagenkonzept*, 2007.
- [25] M. Ullmann, F. Berge, K. Neh, R. Kawalla, Development of a Rolling Technology for Twin-roll Cast Magnesium Strips, *Metalurgija* (2015) 711–714.
- [26] M. Ullmann, M. Oswald, S. Gorelova, R. Kawalla, H.-P. Vogt, Strip rolling technology of magnesium alloys, *steel research international* (2012) 855–858.
- [27] R. Kawalla, Zusammenhang zwischen Warmwalzbedingungen und der Gefügeentwicklung bei der Abkühlung von Stahlwerkstoffen, in: *MEFORM 98. Umformtechnisches Seminar Modellierung von Umformprozessen am Institut für Metallformung der TU Bergakademie Freiberg*, (Seminar for the Metal-Forming Engineering Modelling of metal-forming processes at the institute for Metal Forming of the TU Bergakademie Freiberg), February 1998.
- [28] F. Vode, F. Tehovnik, J. Burja, B. Arh, B. Podgornik, D.S. Petrovič, M. Malenšek, L. Kočevar, M. Lažeta, Mathematical model for an Al-coil temperature calculation during heat treatment, *Materiali in Tehnologije* 48 (2014) 647–651.
- [29] S. Neumann, K.F. Karhausen, Through Process Effects on Final Al-sheet Flatness, in: *Light Metals 2011*, 2011, pp. 625–630.
- [30] A. Saboonchi, S. Hassanpour, Simulation-based prediction of hot-rolled coil forced cooling, *Applied Thermal Engineering* 28 (2008) 1630–1637.
- [31] S.S. Sahay, A.M. Kumar, Applications of integrated batch annealing furnace simulator, *Materials and Manufacturing Processes* 17 (2002) 439–453.
- [32] W. Wu, F. Yu, X. Zhang, Y. Zuo, Mathematical model and its application of radial effective thermal conductivity for coil heat transfer in HPH furnace, *Journal of Thermal Science* 11 (2002) 134–137.
- [33] S.C. Baik, O. Kwon, S.-J. Park, B.-H. Hong, K.H. Oh, Analysis of heat transfer in hot rolled coils for optimum condition of forced cooling, *Metals and Materials* 5 (1999) 369–375.

- [34] G. Chen, M. Gu, Simulation of Steel Coil Heat Transfer in a High Performance Hydrogen Furnace, *Heat Transfer Engineering* 28 (2007) 25–30.
- [35] M. McGuinness, W. Sweatman, D. Baowan, S. Barry, Annealing steel coils (2008).
- [36] A. Saboonchi, S. Hassanpour, Heat transfer analysis of hot-rolled coils in multi-stack storing, *J. Mater. Process. Technol.* 182 (2007) 101–106.
- [37] A. Saboonchi, S. Hassanpour, A. Hajianezhad, Estimation of thermal stresses in hot-rolled steel coils during natural air cooling, *Journal of Thermal Stresses* 33 (2010) 521–532.
- [38] J. Dembińska, Einfluss unterschiedlicher Gieß- und Vorumformbedingungen sowie Wärmebehandlung auf die Eigenschaften von Mg-Vorbandcoils und Tafeln., 2010.
- [39] V.L. Mazur, V.V. Kostyakov, Z.P. Karenyi, V.F. Kornienko, A.V. Chuiko, Efficient schedules for forced rapid cooling of coils of hot rolled strip, *Steel USSR* 19 (1989) 162–165.
- [40] V.L. Mazur, V.I. Meleshko, V.V. Kostyakov, Z.L. Karenyi, Shape stability of coils of hot rolled strip, *Steel USSR* 17 (1987) 421–424.
- [41] S.-J. Park, B.-H. Hong, S.C. Baik, K.H. Oh, Finite Element Analysis of Hot Rolled Coil Cooling, *ISIJ International* 38 (1998) 1262–1269.
- [42] B.B. Mikić, Thermal contact conductance; theoretical considerations, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 17 (1974) 205–214.
- [43] J.A. Greenwood, J.B.P. Williamson, Contact of Nominally Flat Surfaces, *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 295 (1966) 300–319.
- [44] X. Yu, Z. Jiang, Q. Yang, Thermal deformation modeling of post-rolling deterioration of hot strip flatness during forced cooling of coils, in: *Advanced Materials Research*, 2011, pp. 111–116.
- [45] R. Jacolot, D. Huin, A. Marmulev, E. Mathey, Hot rolled coil property heterogeneities due to coil cooling: Impact and prediction, in: *Key Engineering Materials*, 2014, pp. 919–928.
- [46] J.Q. Sun, J.H. Sun, B. Wu, J.C. Lian, Mathematical model for temperature field of strip coil in cooling and heating process, *J. Iron Steel Res. Int.* 12 (2005) 33–36.
- [47] M. Karlberg, Thermo-Mechanical Modelling of Hot Strip Coil Cooling Process // Thermo-mechanical modelling of hot strip coil cooling process, Luleå, 2014.
- [48] M. Karlberg, Modelling of the temperature distribution of coiled hot strip products, *ISIJ International* 51 (2011) 416–422.
- [49] M. Karlberg, Thermo-mechanically coupled modeling of cooling temperature history effects on precipitation hardening in hot strip coiled products, in: *Advanced Materials Research*, 2014, pp. 2160–2165.

- [50] M.R. Sridhar, M.M. Yovanovich, Thermal contact conductance of tool steel and comparison with model, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 39 (1996) 831–839.
- [51] H.-H. Cho, Y.-G. Cho, Y.-R. Im, J.K. Lee, J.-H. Kwak, H.N. Han, A finite element analysis for asymmetric contraction after coiling of hot-rolled steel, *J. Mater. Process. Technol.* 210 (2010) 907–913.
- [52] L.M. Kaputkina, A.V. Marmulev, E.I. Poliak, G. Herman, Effect of coil cooling conditions on microstructural and mechanical properties uniformity of flat hot rolled AHSS, *Metal Science and Heat Treatment* 54 (2013) 628–632.
- [53] M.J. Ryan, S.G.R. Brown, P.J. Evans, H. Mullan (Eds.), *The effect of hot mill processing temperature variations on final coil properties of hot rolled steels*, 2012.
- [54] V. Chashchin, Controlled cooling of coils an important factor in energy conservation for the hot rolling of strip, *Metallurgist* (2009).
- [55] N. Troyani, Nonlinear geometrically adaptive finite element model of the coilbox, *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications* 30 (1996) 849–858.
- [56] N. Troyani, L. Montano, A Temperature Predicting Model for Manufacturing Processes Requiring Coiling, *Adaptive Computing in Design and Manufacture* (1998) 85–94.
- [57] N. Troyani, L. Montano, M. Avrami, Numerical modelling of thermal evolution in hot metal coiling, *Revista de Metalurgia (Madrid) SPEC. VOL* (2005) 488–492.
- [58] M. Wimmer, *Simulation des Wickelns von Bandhalbzeugen aus Aluminium*, Shaker, Aachen, 2005.
- [59] D. Hajduk, P. Simecek, C. Plociennik, Modellierung der Temperaturverteilung in Bändern und Coils beim Wickelvorgang, *Sächsische Fachtagung Umformtechnik. Progressive Werkstoffumformung* (1995) 13./1-13./11.
- [60] C.H. Plociennik, W. Sauer, P.M.D. Meyer, D. Hajduk, P. Simecek, A numerical model for heat transfer analysis of strip rolled in Steckel mills, in: *2 nd International Conference on Modelling of Metal Rolling Processes*, 1996, pp. 530–538.
- [61] A. Milenin, P. Kustra, R. Kuziak, M. Pietrzyk, Model of Residual Stresses in Hot-rolled Sheets with Taking into Account Relaxation Process and Phase Transformation, *Procedia Engineering* 81 (2014) 108–113.
- [62] W. Polifke, J. Kopitz, *Wärmeübertragung: Grundlagen, analytische und numerische Methoden*, second. aktual. Aufl., Pearson Studium, München u.a, 2009.
- [63] O. Bülters, *Beitrag zur regelungstechnischen Auslegung einer thermischen Behandlung von Stahlbändern in Kombination mit einer Dünnbandgussanlage*, Shaker, 2011.
- [64] J. Zueco, F. Alhama, Inverse estimation of temperature dependent emissivity of solid metals, *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer* 101 (2006) 73–86.
- [65] V.D. Ingenieure, *VDI-Wärmeatlas*, Springer-Verlag, Berlin, 2006.

- [66] Z. Malinowski, J.G. Lenard, M.E. Davies, A study of the heat-transfer coefficient as a function of temperature and pressure, *J. Mater. Process. Technol.* 41 (1994) 125–142.
- [67] D.Q. Jin, V.H. Hernandez-Avila, Samarasekera IV, J.K. Brimacombe, An integrated process model for the hot rolling of plain carbon steel, in: 2nd International Conference on Modelling of Metal Rolling Processes, 1996, pp. 36–58.
- [68] S. Serajzadeh, A.K. Taheri, F. Mucciardi, Prediction of temperature distribution in the hot rolling of slabs, *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 10 (2002) 185–203.
- [69] S. Serajzadeh, F. Mucciardi, Modelling the work-roll temperature variation at unsteady state condition, *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 11 (2003) 179–194.
- [70] Ł. Rauch, K. Bzowski, M. Pietrzyk, Model-based approach to study hot rolling mills with data farming, *ECMS 2016 Proceedings* (2016).
- [71] W.C. Chen, I.V. Samarasekera, E.B. Hawbolt, Fundamental phenomena governing heat transfer during rolling, *Metall. Trans. A* 24 (1993) 1307–1320.
- [72] R. Colas, Modelling heat transfer during hot rolling of steel strip, *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 3 (1995) 437–453.
- [73] C. Devadas, I.V. Samarasekera, Heat transfer during hot rolling of steel strip, *Ironmaking and Steelmaking* 13 (1986) 311–321.
- [74] C. Devadas, I.V. Samarasekera, E.B. Hawbolt, The thermal and metallurgical state of steel strip during hot rolling: Part I. Characterization of heat transfer, *Metall. Trans. A* 22 (1991) 307–319.
- [75] Y. Ding, Q. Zhu, Q. Le, Z. Zhang, L. Bao, J. Cui, Analysis of temperature distribution in the hot plate rolling of Mg alloy by experiment and finite element method, *J. Mater. Process. Technol.* 225 (2015) 286–294.
- [76] X. Duan, T. Sheppard, Prediction of temperature evolution by FEM during multi-pass hot flat rolling of aluminium alloys, *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 9 (2001) 525–538.
- [77] A. Laasraoui, J.J. Jonas, Prediction of steel flow stresses at high temperatures and strain rates, *Metall. Trans. A* 22 (1991) 1545–1558.
- [78] G.O. Hlady, Heat transfer in the roll gap during hot rolling: Thesis, 1994.
- [79] C.O. Hlady, J.K. Brimacombe, I.V. Samarasekera, E.B. Hawbolt, Heat transfer in the hot rolling of metals, *MMTB* 26 (1995) 1019–1027.
- [80] J.G. Lenard, M. Pietrzyk, L. Cser, Mathematical and physical simulation of the properties of hot rolled products, first. ed., 1999.
- [81] A.A. Tseng, Thermal modeling of roll and strip interface in rolling processes: Part 1 - Review, *Numerical Heat Transfer; Part A: Applications* 35 (1999) 115–133.
- [82] J.H. Argyris, J.S. Doltsinis, P.M. Pimenta, H. Wüstenberg, Thermomechanical response of solids at high strains—natural approach, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 32 (1982) 3–57.

- [83] J.H. Bianchi, E. Petrone, Modelling of Multipass Rolling of Steel Plates, NUMIFORM192 (1992) 701–706.
- [84] P.R. Dawson, A model for the hot or warm forming of metals with special use of deformation mechanism maps, International Journal of Mechanical Sciences 26 (1984) 227–244.
- [85] P.R. Dawson, On modeling of mechanical property changes during flat rolling of aluminum, International journal of solids and structures 23 (1987) 947–968.
- [86] I.P. Kemp, Model of deformation and heat-transfer in hot-rolling of bars and sections, Ironmaking & Steelmaking 17 (1990) 139–143.
- [87] J.G. Lenard, M. Pietrzyk, The predictive capabilities of a thermal model of flat rolling, Steel Res. Int. 60 (1989) 403–406.
- [88] P. Montmitonnet, J.L. Chenot, C. Bertrand-Corsini, C. David, T. Lung, P. Buessler, A coupled thermomechanical approach for hot rolling by a 3D finite element method, J. Eng. for Industry 114 (1992) 336–344.
- [89] M. Pietrzyk, J.G. Lenard, A study of heat transfer during flat rolling, International journal for numerical methods in engineering 30 (1990) 1459–1469.
- [90] M. Pietrzyk, J.G. Lenard, The effect of the temperature rise of the roll on the simulation of the flat rolling process, J. Mater. Process. Technol. 22 (1990) 177–190.
- [91] M. Pietrzyk, J.G. Lenard, Deformation Heating During Cold Rolling of Aluminum Strips, Journal of Engineering Materials and Technology 113 (1991) 69–74.
- [92] A. Silvonen, M. Malinen, A.S. Korhonen, A finite element study of plane strain hot rolling, Scand. J. Metall. 16 (1987) 103–108.
- [93] A. Słuzalec Jr, A preliminary analysis of temperatures within roll-forging dies, using a finite-element method, International Journal of Machine Tool Design and Research 24 (1984) 171–179.
- [94] P.G. Stevens, K.P. Ivens, P. Harper, Increasing work-roll life by improved roll-cooling practice, J Iron Steel Inst 209 (1971) 1–11.
- [95] J.J.M. Too, On numerical modelling of hot rolling of metals, International journal for numerical methods in engineering 30 (1990) 1699–1718.
- [96] A. Tseng, An inverse finite element evaluation of roll cooling in hot rolling of steels, Journal of Materials Processing & Manufacturing Science(USA) 3 (1995) 387–408.
- [97] R.V. Williams, G.M. Boxall, Roll surface deterioration in hot strip mills, Journal of the Iron and Steel Institute 203 (1965) 369.
- [98] O.C. Zienkiewicz, E. Oñae, J.C. Heinrich, A general formulation for coupled thermal flow of metals using finite elements, International journal for numerical methods in engineering 17 (1981) 1497–1514.
- [99] S.X. Zhou, An integrated model for hot rolling of steel strips, J. Mater. Process. Technol. 134 (2003) 338–351.

- [100] N. Hatta, J.i. Kokado, H. Nishimura, K. Nishimura, Analysis of slab temperature change and rolling mill line length in quasi continuous hot strip mill equipped with two roughing mills and six finishing mills, Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan 21 (1981) 270–277.
- [101] S.R. Wang, A.A. Tseng, Macro- and micro-modelling of hot rolling of steel coupled by a micro-constitutive relationship, Materials and Design 16 (1995) 315–336.
- [102] N. Bay, Friction stress and normal stress in bulk metal-forming processes, Journal of Mechanical Working Technology 14 (1987) 203–223.
- [103] S.B. Petersen, P.A.F. Martins, N. Bay, Friction in bulk metal forming: a general friction model vs. the law of constant friction, J. Mater. Process. Technol. 66 (1997) 186–194.
- [104] S. Wakulenko, Ermittlung der äquivalenten Wärmeleitungskoeffizienten im Coil mit Berücksichtigung von Wicklungsspannungen. Diplomarbeit, Freiberg, 2018.
- [105] M. Tschirnich, Einsatz neuer Strategien bei der Werkstoffmodellierung von Aluminiumlegierungen in der Warmumformung. Zugl.: Aachen, Techn. Hochsch., Diss., Shaker, Aachen, 2006.
- [106] M. Graf, Modellierung des Umformverhaltens von Zunder entlang der Prozesskette Warmband. Diss. Freiberg, TU Bergakademie Freiberg, 2013.
- [107] M. Graf, R. Kawalla, Characterization of multilayered oxide scale, Steel Res. Int., Special Edition (2012) 979–982.
- [108] H.R. Saleh Al-Dulamimi, Hot Roll Bonding of Aluminium to Twin Roll Cast Magnesium Sheet, Diss., Freiberg, TU Bergakademie Freiberg, 2016.
- [109] Y.J. Jung, G.T. Lee, C.G. Kang, Coupled thermal deformation analysis considering strip tension and with/without strip crown in coiling process of cold rolled strip, J. Mater. Process. Technol. 130-131 (2002) 195–201.
- [110] A.I. Malachov, K.M. Turina, T.E. Cipak, Corrosion and bases of galvanology: (rus: Коррозия и основы гальваностегии), Chimia, 1987.
- [111] M.G. Cooper, B.B. Mikic, M.M. Yovanovich, Thermal contact conductance, International Journal of Heat and Mass Transfer 12 (1969) 279–300.
- [112] M. Sridhar, M. Yovanovich, Critical review of elastic and plastic thermal contact conductance models and comparison with experiment, in: 28th Thermophysics Conference, American Institute of Aeronautics and Astronautics, Reston, Virginia, 07061993, p. 300.
- [113] M.R. Sridhar, M.M. Yovanovich, Elastoplastic contact conductance model for isotropic conforming rough surfaces and comparison with experiments, Journal of Heat Transfer 118 (1996) 3–9.
- [114] M. Spittel, Ver- und Entfestigung bei Warmumformung. Mit 9 Tab, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1982.
- [115] K. Schotten, W. Bleck, W. Dahl, Modelling of flow curves for hot deformation, Steel Research 69 (1998) 193–197.

- [116] J.H. Hollomon, Tensile deformation, AIME Trans 12 (1945) 1–22.
- [117] P. Ludwik, Elemente der technologischen Mechanik, Springer-Verlag, 2013.
- [118] H.W. Swift, Plastic instability under plane stress, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 1 (1952) 1–18.
- [119] M. Schmidtchen, M. Spittel, Fließkurven für die Kalt-und Warmumformung, Institut für Metallformung, TUBAF, ISBN (2011).
- [120] A. Hensel, T. Spittel, Kraft-und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren: mit 51 Tabellen, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1978.
- [121] G. Gottstein, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2014.
- [122] W.A. Johnson, R.F. Mehl, Reaction kinetics in processes of nucleation and growth, Trans. AIME 135 (1939) 396–415.
- [123] M. Avrami, Kinetics of Phase Change. I General Theory, J. Chem. Phys. 7 (1939) 1103.
- [124] A.N. Kolmogorov, On the statistical theory of the crystallization of metals, Bull. Acad. Sci. USSR, Math. Ser 1 (1937) 355–359.
- [125] J.J. Jonas, X. Quelennec, L. Jiang, É. Martin, The Avrami kinetics of dynamic recrystallization, Acta Materialia 57 (2009) 2748–2756.
- [126] M.J. Luton, C.M. Sellars, Dynamic recrystallization in nickel and nickel-iron alloys during high temperature deformation, Acta Metallurgica 17 (1969) 1033–1043.
- [127] C.M. Sellars, Modelling of structural evolution during hot working processes, in: Proc. RISØ international symposium on annealing processes: recovery, recrystallisation and grain growth, 1986, pp. 167–187.
- [128] J.M. Cabrera, J. Ponce, J.M. Prado, Modeling thermomechanical processing of austenite, J. Mater. Process. Technol. 143 (2003) 403–409.
- [129] S. Serajzadeh, A.K. Taheri, S.M. Zebarjad, The effect of carbon on the restoration phenomena during hot deformation of carbon steels, Zeitschrift für Metallkunde 94 (2003) 916–921.
- [130] T. Senuma, H. Yada, Y. Matsumura, T. Futamura, Structure of austenite of carbon steels in high speed hot working processes, Tetsu-to-Hagané 70 (1984) 2112–2119.
- [131] H. Yada, Prediction of microstructural changes and mechanical properties in hot strip rolling, in: Proceedings of the Metallurgical Society of the Canadian Institute of Mining and Metallurgy, Elsevier, 1988, pp. 105–119.
- [132] T. Sakai, A. Belyakov, R. Kaibyshev, H. Miura, J.J. Jonas, Dynamic and post-dynamic recrystallization under hot, cold and severe plastic deformation conditions, Progress in Materials Science 60 (2014) 130–207.
- [133] T. Sakai, J.J. Jonas, Overview no. 35 dynamic recrystallization: mechanical and microstructural considerations, Acta Metallurgica 32 (1984) 189–209.

- [134] C. Roucoules, P.D. Hodgson, S. Yue, J.J. Jonas, Softening and microstructural change following the dynamic recrystallization of austenite, *Metall. Mater. Trans. A* 25 (1994) 389–400.
- [135] F. Bubeck, Charakterisierung und Modellierung der Gefügeentwicklung bei der Warmumformung von Kupferwerkstoffen. TU Bergakademie, Diss. Freiberg, TU Bergakademie, 2007.
- [136] T. Gladman, *The physical metallurgy of microalloyed steels*, Maney Pub, 1997.
- [137] W. Lehnert, Integrated model for calculating microstructural and forming parameters of steel during rolling in continuous mills, *ISIJ Int.* 35 (1995) 1100–1108.
- [138] M. Ullmann, Rekrystallisationsverhalten von geglühtem AZ31-Gießwalzband beim Warmwalzen. Diss. Freiberg, TU Bergakademie, Freiberg, 2014.
- [139] U. Prüfert, OOPDE - An object oriented approach to finite elements in MATLAB, Quickstart Guide, on <http://www.mathe.tu-freiberg.de/nmo/mitarbeiter/uwe-pruefert/software>, 2015.
- [140] M.N. Özışık, *Heat conduction*, third. ed., Wiley, New York, 2012.
- [141] A. Nam, U. Prüfert, R. Kawalla, Thermal Modelling for Production of Hot Strip of Magnesium Alloy, *Journal of Machine Engineering* 14 (2014) 29–38.
- [142] A. Nam, U. Prüfert, M. Eiermann, R. Kawalla, Modelling the Temperature Evolution During Hot Reversing Strip Rolling of Magnesium Alloys, *Mater. Sci. Forum* 854 (2016) 140–145.
- [143] A. Nam, U. Prüfert, M. Eiermann, R. Kawalla, Numerical Modeling of Thermal Evolution in Hot Strip Rolling of Magnesium Alloy, *KEM* 651-653 (2015) 207–212.
- [144] B. Hadała, Z. Malinowski, Validation of the boundary conditions in on-line temperature model for plate rolling mill, *Archives of Metallurgy and Materials* 55 (2010) 455–461.
- [145] C. Schmidt, *Textur- und Gefügeentwicklung bei der Umformung von Magnesium-Gießwalzband*. Diss., TU Bergakademie, Freiberg, 2012.
- [146] A. Nam, U. Prüfert, M. Pietrzyk, R. Kawalla, Coil model for magnesium alloy strips and its heat transfer analysis, *Procedia Manufacturing* 15 (2018) 185–192.
- [147] M. Ullmann, M. Graf, M. Schmidtchen, R. Kawalla, Metadynamic recrystallization kinetics of twin roll cast AZ31 alloy during hot deformation, *Procedia Engineering* 81 (2014) 1559–1564.
- [148] M. Ullmann, M. Schmidtchen, R. Kawalla, Dynamic recrystallization behaviour of Twin Roll Cast AZ31 strips during hot deformation, in: *Key Engineering Materials*, 2014, pp. 569–574.
- [149] J.H. Beynon, C.M. Sellars, Modelling microstructure and its effects during multi-pass hot rolling, *ISIJ Int.* 32 (1992) 359–367.
- [150] P.D. Hodgson, R.K. Gibbs, A Mathematical Model to Predict the Mechanical Properties of Hot Rolled C-Mn and Microalloyed Steels, *ISIJ Int.* 32 (1992) 1329–1338.

- [151] T.M. Maccagno, J.J. Jonas, P.D. Hodgson, Spreadsheet modelling of grain size evolution during rod rolling, *ISIJ Int.* 36 (1996) 720–728.
- [152] H.J. MacQueen (Ed.), *Strength of metals and alloys (ICSMA 7): Proceedings of the 7th International Conference on the Strength of Metals and Alloys*, Montreal, Canada, 12-16 August 1985, first. ed., Pergamon Press, Oxford, 1986.
- [153] T. Heller, *Computermmodell zur Beschreibung der Mikrostrukturentwicklung sowie der daraus resultierenden Werkstoffeigenschaften bei der Herstellung von Warmband aus Stahl*. Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 1998.
- [154] A.I. Fernández, B. López, J.M. Rodríguez-Ibabe, Modeling of partially recrystallized microstructures for a coarse initial Nb microalloyed Austenite, *Scr. Mater.* 46 (2002) 823–828.
- [155] M. Pietrzyk, Ł. Madej, L. Rauch, D. Szeliga, *Computational materials engineering: Achieving high accuracy and efficiency in metals processing simulations*, Elsevier, Amsterdam, 2015.
- [156] M.A.E.-F. El-Sayed, *Wechselwirkung zwischen Primärgefüge und Austenitverhalten vor, während und nach der Warmumformung von niedriglegierten Stählen*, 1989.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Konventionelle Warmbandanlagen:	12
Abbildung 2: Konventionelle Warmbandanlage mit einer Coilbox [5]	12
Abbildung 3: Schematische Darstellung der CSP, QSP, ISP und ESP Anlage und deren wesentliche Bestandteile:	13
Abbildung 4: Konfiguration der Bandgießanlagen [7, 23]	14
Abbildung 5: Steckelwalzwerk zur Herstellung von Warmband [24]	15
Abbildung 6: Quarto-Reversiergerüst für die Magnesiumbandherstellung [25, 26] ...	15
Abbildung 7: Wärmeübergangsmechanismen während der Warmbandherstellung [2]	16
Abbildung 8: Beispiel einer berechneten Temperaturentwicklung im Zuge der Warmbandherstellung (Mitte der Bandbreite) [27]	17
Abbildung 9: Wärmvorgang in einem Haubenofen [30]	18
Abbildung 10: Schematische Darstellung des Kontaktbereiches im Modell von Saboonchi und Hassanpour [30]	20
Abbildung 11: Schematische Darstellung des Kontaktbereiches im Coil zwischen den Windungen [33, 41]	22
Abbildung 12: Modellaufbau der Wickeloperation in 3D nach Troyani [57]	25
Abbildung 13: Ansatz für die Modellierung der Wickeloperation nach Hajduk et al. [60]	26
Abbildung 14: Wärmeübertragungsvorgänge im Walzspalt (Q_K ist der Wärmefluss durch den Kontakt mit den Arbeitswalzen, Q_U ist die Umformwärme, Q_R ist die Reibungswärme)	29
Abbildung 15: Wärmeübergangsmechanismen beim reversierenden Warmwalzen .	34
Abbildung 16: Versuchsaufbau zur Untersuchung und Bestimmung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten nach [105]	35
Abbildung 17: Schematische Darstellung des Kontaktbereiches zwischen den einzelnen Windungen [48]	36
Abbildung 18: Schematische Darstellung des Grenzschichtbereichs [47]	40
Abbildung 19: Einflussgrößen auf die Fließkurven nach [115]	42
Abbildung 20: Gefügeentwicklung während des Warmwalzens [120]	44
Abbildung 21: Gesamte technologische Pilot-Prozesskette zur Herstellung des Magnesiumbandes am Institut für Metallformung der Technischen Universität Bergakademie Freiberg	55
Abbildung 22: Aufbau des entwickelten Modells	57
Abbildung 23: Gesamtmodell mit den genannten Randbedingungen	58
Abbildung 24: Schematische Darstellung der Walzanlage mit Abmessungen	63
Abbildung 25: Geometrische Abbildung des Coils in 2D	64
Abbildung 26: Vorgehensweise der geometrischen Modellierung der Abwicklung	65
Abbildung 27: Aufwicklung mittels drei Stützrollen (links) und Haspel (rechts)	66
Abbildung 28: Vorgehensweise zur Modellierung der Wickeloperation (Ab- und Aufwicklung) im Laufe des reversierenden Warmwalzens	67
Abbildung 29: Datentransport im Coil und Übergang der Daten in das Band	68
Abbildung 30: Schematische Darstellung des Datentransportes vom Band in das Coil hinein und Rotation der Daten im Coil	69
Abbildung 31: Temperaturverteilung in der Bandbreite und -länge im Walzspalt	70
Abbildung 32: Berechnete Umformgradverteilung im Walzspalt	70
Abbildung 33: Berechnete Umformgeschwindigkeitsverteilung im Walzspalt	70
Abbildung 34: Gießgewalztes Versuchsblech aus der Magnesiumlegierung AZ31 mit (Teilbild a) und ohne (Teilbild b) Thermoelementen	72

Abbildung 35: Position des Magnesiumbleches beim Abkühlen nach der Erwärmung im Ofen	72
Abbildung 36: Versuchsaufbau in der Arbeitskammer des multidirektionalen Umformsimulators BÄHR BTA 840 [33, 105, 146]	73
Abbildung 37: Probenfertigung für die Versuche im Umformsimulator BÄHR BTA 840	73
Abbildung 38: Schematische Darstellung des Versuches mit Vollzylinderproben	75
Abbildung 39: Schematische Darstellung der Versuche mit den Magnesiumronden	76
Abbildung 40: Schematische Illustration des Luftumwälzofens mit Coil	76
Abbildung 41: Schematische Darstellung der Position der Thermoelemente im Coil	77
Abbildung 42: Coil beim Abkühlen mit den Thermoelementen	77
Abbildung 43: Temperaturmessung über die Bandbreite während des reversierenden Warmwalzens einschließlich die Messstelle und - station mit den „Schleif“ Thermoelementen	80
Abbildung 44: Flußgramm zur Berechnung der Gefügeentwicklung	84
Abbildung 45: Flusdiagramm zur Identifizierung der Parameter für die Beschreibung des Wärmeübergangskoeffizienten zur Erwärmung des Coils im Luftumwälzofen	85
Abbildung 46: Mit Thermoelementen gemessene Temperaturen der Blechoberfläche beim Abkühlen	86
Abbildung 47: Flusdiagramm zur Identifizierung der Parameter für die Beschreibung des Wärmeübergangskoeffizienten zur Abkühlung der Oberfläche des Magnesiumbleches an der Luft	87
Abbildung 48: Vergleich zwischen den mit den Thermoelementen (TC1 - TC4) gemessenen Temperaturen und den berechneten Temperaturen beim Abkühlen der Magnesiumoberfläche an der ruhenden Luft	88
Abbildung 49: Vergleich der gemessenen Temperatur von Mg - Vollzylinder und - Ronden	89
Abbildung 50: Problemformulierung zur Identifizierung der Parameter des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen dem Warmstempel und der Mg-Zylinderprobe	90
Abbildung 51: Flusdiagramm zur Identifizierung der Parameter zur Beschreibung des Wärmeübergangskoeffizienten beim Kontakt mit dem Stempel ..	90
Abbildung 52: Parametersensitivität in Bezug auf den Wärmeleitkoeffizient	92
Abbildung 53: Schematische Problemformulierung zur Lösung des inversen Problems	93
Abbildung 54: Flusdiagramm zur Identifizierung der Parameter zur Beschreibung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten im mehrschichtigen Körper ..	93
Abbildung 55: Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient für 5 mm dicke Mg-Ronden in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Anpressdruck	94
Abbildung 56: Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient für 1 mm dicke Mg-Ronden in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Anpressdruck	95
Abbildung 57: Äquivalenter Wärmeleitkoeffizient für 5 mm dicke Mg-Ronden nach dem Gießwalzen und der Wärmebehandlung mit einer Dauer von 10 h und 20 h in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Anpressdruck	96
Abbildung 58: Flusdiagramm zur Aufstellung des Response Surface Modells	97
Abbildung 59: Mit dem Response Surface Modell Berechneter äquivalenter Wärmeleitkoeffizient der Magnesiumlegierung AZ31 in Abhängigkeit von den Einflussparametern	99
Abbildung 60: Eingesetzter Ofenzyklus zur Erwärmung des Coils	99

Abbildung 61: Vergleich der mit den Thermoelementen gemessenen Temperaturen mit den berechneten Temperaturen bei der Erwärmung im Coil.....	101
Abbildung 62: Vergleich der mit den Thermoelementen gemessene Temperaturen mit den berechneten Temperaturen bei der Abkühlung des Coils ...	102
Abbildung 63: Ergebnisse zur Validierung des 2D Modells (Mitte des Bandes).....	104
Abbildung 64: Temperaturmessergebnisse mit den „Schleif“ Thermoelementen beim zweistichigen reversierenden Warmwalzen:	105
Abbildung 65: Gemessene Temperaturverteilung über die Bandbreite	106
Abbildung 66: Berechnete Temperaturen beim ersten (Teilbild a) und zweiten Stich (Teilbild b) an der Messposition der „Schleif“ Thermoelemente	107
Abbildung 67: Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Temperaturen in der Mitte des Bandes im Laufe des zweistichigen reversierenden Warmwalzens	109
Abbildung 68: Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Temperaturen im Bereich der Bandkante (Antriebsseite) im Laufe des zweistichigen reversierenden Warmwalzens	110
Abbildung 69: Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Temperaturen im Bereich der Bandkante (Bedienerseite) im Laufe des zweistichigen reversierenden Warmwalzens	111
Abbildung 70: Gefügeveränderung im Laufe der Magnesiumbandherstellung.....	112
Abbildung 71: Vergleich der gemessenen mittleren Korndurchmesser nach dem reversierenden Warmwalzen und Warmwalzen + Abschlussglühen (5.35 mm → 2 mm).....	115
Abbildung 72: Position der Verfolgungspunkte auf den einzelnen Windungen im Coil mit dem Vorband für die Berechnungen der Temperatur- und Gefügeentwicklung im Zuge des reversierenden Warmwalzens.....	115
Abbildung 73: Berechnung der Gefügeentwicklung ausgehend von den drei Positionen in den Windungen im Laufe des Walzversuches Nr. 397 (D_0 ist der mittlere Ausgangskorndurchmesser nach dem Wärmen)	122
Abbildung 74: Berechnung der Gefüge ausgehend von den drei Positionen in den Windungen im Laufe des Walzversuches Nr. 394 (D_0 ist der mittlere Ausgangskorndurchmesser nach dem Wärmen)	125
Abbildung 75: Berechnung der Gefüge ausgehend von den drei Positionen in den Windungen im Laufe des Walzversuches Nr. 395 (D_0 ist der mittlere Ausgangskorndurchmesser nach dem Wärmen)	128
Abbildung 76: Berechnung der Gefüge ausgehend von den drei Positionen in den Windungen im Laufe des Walzversuches Nr. 403 (D_0 ist der mittlere Ausgangskorndurchmesser nach dem Wärmen)	131
Abbildung 77: Vergleich der gemessenen mittleren Korndurchmesser und der berechneten mittleren Korndurchmesser in den 3 Ausgangspositionen auf den Windungen des Vorbandcoils.....	132
Abbildung 78: Entfestigungsanteile und mittlere Korndurchmesser im Laufe des dreistichigen reversierenden Warmwalzens entlang der Bandbreite ausgehend von der Ausgangsposition 2. Windung im Coil	133
Abbildung 79: Einfluss der Ausgangstemperatur des Coils vor dem Warmwalzen auf die Bandtemperatur und den Gefügezusatnd (Ausgangsposition 2. Windung) im Laufe des dreistufigen reversierenden Warmwalzens	135
Abbildung 80: Einfluss der Walzgeschwindigkeit auf den Gefügezustand im Laufe des dreistichigen reversierenden Warmwalzens ausgehend von der Ausgangsposition 2. Windung im Coil	139

Abbildung 81: Einfluss der Walzstichplanstrategie auf den Gefügezustand im Laufe
des dreistichigen reversierenden Warmwalzens ausgehend von der
Ausgangsposition 2. Windung im Coil 140

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Bestimmung der Konstanten C und n	28
Tabelle 2: Berechnung der Nusselt Zahl in Abhängigkeit von der Strömungsart	29
Tabelle 3: Analytische Ansätze zur Berechnung von dissipativer Wärme	30
Tabelle 4: Wärmeübergangskoeffizienten für den Kontakt des Warmbandes mit den Arbeitswalzen während der Umformung im Walzspalt [81]	32
Tabelle 5: Kennwerte zur Oxidschichtdicke sowie deren Wärmeübergangskoeffizient für verschiedene Materialien.....	37
Tabelle 6: Einzelne Wärmeleitwiderstände für den Grenzschichtbereich.....	39
Tabelle 7: Beispiele der mathematischen Formulierungen der empirischen und phänomenologischen Ansätze.....	43
Tabelle 8: Häufige Ansätze zur Beschreibung der dynamischen Rekristallisation	46
Tabelle 9: Zusammenstellung der prozessspezifischen Randbedingungen.....	60
Tabelle 10: Chemische Zusammensetzung der Magnesiumlegierung AZ31	71
Tabelle 11: Versuchsmatrix für die Versuche mit den Magnesiumronden.....	75
Tabelle 12: Ergebnisse der Temperaturmessungen bei den Walzversuchen mit einem Walzstich und deren Bedingungen	78
Tabelle 13: Ergebnisse der Temperaturmessungen bei den Walzversuchen mit zwei Walzstichen und deren Bedingungen	79
Tabelle 14: Ergebnisse der Temperaturmessungen bei den Walzversuchen mit drei Walzstichen und deren Bedingungen	79
Tabelle 15: Walzbedingungen des zweistichigen reversierenden Warmwalzens der Magnesiumlegierung AZ31 zur Temperaturmessung mit den „Schleif“ Thermoelementen.....	80
Tabelle 16: Ansätze zur Berechnung der Gefügeentwicklung der Magnesiumlegierung AZ31 [138, 147, 148].....	81
Tabelle 17: Ansätze zur Beschreibung der Teilrekristallisation	82
Tabelle 18: Identifizierte Parameter zur Beschreibung des Koeffizienten für den Wärmeübergang zwischen dem Warmstempel und der Mg-Zylinderprobe	91
Tabelle 19: Ergebnisse zu Rauheitsmessungen für unterschiedliche Oberflächen...	92
Tabelle 20: Identifizierte Koeffizienten für das Response Surface Modell.....	97
Tabelle 21: Abweichung zwischen der Berechnung und Messung in Prozent für jedes einzelne Thermoelement im Coil bei der Erwärmung.....	100
Tabelle 22: Abweichung zwischen der Berechnung und der Messung der einzelnen Thermoelemente (TC1 – TC5) bei der Abkühlung im Coil.....	102
Tabelle 23: Mittelwerte und Standardabweichungen der erfassten Anfangs- und Endtemperaturen des Coils in Abhängigkeit von der Anzahl der Walzstiche	102
Tabelle 24: Ausgewählte Walzversuche zur Validierung des 2D Modells (Temperatur- messung in der Mitte des Warmbandes).....	103
Tabelle 25: Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Temperaturen	104
Tabelle 26: Mittelwert der Differenz zwischen den berechneten Temperaturen in der Mitte und der Kante des Bandes im Laufe des jeweiligen Walzstiches	111
Tabelle 27: Temperaturmessungen im Kantenbereich des Coils	111
Tabelle 28: Gefügeaufnahmen und mittlere Korndurchmesser von Walzversuchen	114
Tabelle 29: Umformgradverteilung über die Banddicke.....	117
Tabelle 30: Vergleich der gemessenen und berechneten mittleren Korndurchmesser	132

Tabelle 31: Bedingungen der Walzversuche zur Untersuchung der Einflüsse der Walzparameter auf das Gefüge beim reversierenden Warmwalzen	134
Tabelle 32: Identifizierte Parameter zur Beschreibung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten für die Proben aus der Magnesiumlegierung AZ31 nach dem Gießwalzen und dem Warmwalzen.....	162
Tabelle 33: Identifizierte Parameter zur Beschreibung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten für die Proben aus der Magnesiumlegierung AZ31 nach dem Glühen bei einer Temperatur von 370 °C	162

Anhang

Tabelle 32: Identifizierte Parameter zur Beschreibung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten für die Proben aus der Magnesiumlegierung AZ31 nach dem Gießwalzen und dem Warmwalzen.

Dicke, mm / Zustand	T, °C	P, MPa	x ₁	x ₂	x ₃
1 mm (gewalzt)	50	1	2,50	0,37	0,318
		5	2,57	0,30	0,15
		10	2,60	0,28	0,20
	150	1	2,82	0,27	0,32
		5	2,40	0,31	0,22
		10	2,25	0,26	0,24
	250	1	2,42	0,35	0,26
		5	2,14	0,32	0,29
		10	1,51	0,29	0,30
	350	1	2,25	0,32	0,32
		5	1,84	0,30	0,38
		10	1,51	0,29	0,30
5 mm (gießgewalzt)	50	1	0,81	1,06	0,47
		5	0,75	1,36	0,30
		10	0,78	1,45	0,30
	150	1	0,57	1,14	0,71
		5	0,53	1,33	0,58
		10	0,59	1,50	0,57
	250	1	1,26	0,87	0,27
		5	0,70	1,16	0,55
		10	0,70	1,16	0,55
	350	1	0,81	0,89	0,49
		5	0,72	0,97	0,47
		10	0,70	0,80	0,47

Tabelle 33: Identifizierte Parameter zur Beschreibung des äquivalenten Wärmeleitkoeffizienten für die Proben aus der Magnesiumlegierung AZ31 nach dem Glühen bei einer Temperatur von 370 °C

Dicke, mm / Zustand	T, °C	P, MPa	x ₁	x ₂	x ₃
5 mm (WB 10 Std.)	150	1	2,64	0,36	0,35
		5	2,60	0,31	0,37
		10	2,60	0,31	0,37
	250	1	2,62	0,35	0,52
		5	2,42	0,30	0,46
		10	2,15	0,34	0,51
	350	1	2,30	0,39	0,48

		5	2,15	0,34	0,51
		10	1,45	0,34	0,51
5 mm (WB 20 Std.)	150	1	2,50	0,33	0,45
		5	2,50	0,33	0,45
		10	2,24	0,31	0,43
	250	1	1,80	0,57	0,15
		5	1,80	0,57	0,15
		10	1,58	0,57	0,15
	350	1	2,22	0,35	0,44
		5	1,72	0,35	0,44
		10	1,10	0,35	0,40