

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik am
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*)

**Fehlerdetektion und -vermeidung
beim Rotationsreibschweißen**

Manuel Johannes Keßler

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Prof. Dr.-Ing. Oskar J. Haidn

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh
2. Prof. Dr. techn. Peter Mayr

Die Dissertation wurde am 25.02.2019 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 02.10.2019 angenommen.

Inhalt

Abkürzungsverzeichnis	V
Verzeichnis der Formelzeichen	VII
Lateinische Buchstaben	VII
Griechische Buchstaben	X
1 Einleitung	1
1.1 Verfahrensprinzip des Rotationsreibschweißens	1
1.2 Motivation	2
1.3 Zielsetzung	3
1.4 Aufbau der Arbeit	4
2 Grundlagen und Stand der Forschung	5
2.1 Allgemeines	5
2.2 Verfahrensgrundlagen	5
2.2.1 Einordnung des Rotationsreibschweißens	5
2.2.2 Verfahrensvarianten	6
2.2.3 Ablauf des Prozesses	10
2.2.4 Rotationsreibschweißen von Stählen	12
2.3 Mangansulfide in Stählen	14
2.3.1 Allgemeines	14
2.3.2 Auswirkung von Mangansulfiden auf die Festigkeitseigenschaften	14
2.3.3 Problematik für das Rotationsreibschweißen	16
2.4 Qualitätssicherung beim Rotationsreibschweißen	17
2.5 Ultraschall in der Produktprüfung	22
2.5.1 Allgemeines	22
2.5.2 Physikalische Grundlagen	22
2.5.3 Ultraschallprüfung an heißen Metallen	26

2.5.4	Phased-Array-Prüfsysteme	27
2.6	Simulation des Rotationsreibschweißens	31
2.6.1	Allgemeines	31
2.6.2	Beschreibung des Fließverhaltens	32
2.6.3	Reibmodelle	38
2.7	Zusammenfassung und Handlungsbedarf	43
2.8	Vorgehensweise	43
3	Prozessmodell	47
3.1	Allgemeines	47
3.2	Grundstruktur des Modells	47
3.3	Werkstoffmodell	49
3.3.1	Allgemeines	49
3.3.2	Viskoelastisches Maxwell-Modell	49
3.3.3	Implementierung in LS-Dyna	50
3.3.4	Verwendete Materialkennwerte	66
3.4	Reibmodell	73
3.5	Zusammenfassung	75
4	System- und Messtechnik	77
4.1	Allgemeines	77
4.2	Versuchsaufbau	77
4.2.1	Rotationsreibschweißanlage	77
4.2.2	Verwendeter Werkstoff und Probengeometrie	79
4.2.3	Prozessparameter	80
4.2.4	Wegregelung	81
4.3	Ultraschall-Prozessüberwachung	85
4.3.1	Integration des Messsystems	85
4.3.2	Signalauswertung und -verarbeitung	87
4.3.3	Referenzversuch	88
4.4	Detektierbare Störgrößen	89
4.5	Zusammenfassung	95
5	Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung	97
5.1	Allgemeines	97
5.2	Verlauf der Prozessgrößen	97

5.3	Vergleich mit den Ultraschall-Messergebnissen	105
5.3.1	Korrelation von Temperaturfeld und Laufzeitverzögerung	105
5.3.2	Schalltransmission an den Stoßflächen	109
5.4	Zusammenfassung	112
6	Prozessuntersuchungen an verunreinigten Werkstoffen	115
6.1	Allgemeines	115
6.2	Wirkmechanismen der Fehlerentstehung	115
6.2.1	Schweißversuche	116
6.2.2	Ergebnisse	118
6.2.3	Fazit	121
6.3	Strategie zur Fehlervermeidung	122
6.3.1	Auswahl der Maßnahmen	122
6.3.2	Anpassung der Prozessführung	124
6.3.3	Ergebnisse	127
6.3.4	Fazit	129
6.4	Zusammenfassung	130
7	Zusammenfassung und Ausblick	131
7.1	Zusammenfassung	131
7.2	Nutzenbewertung	133
7.3	Ausblick	136
	Literatur	139
8	Studienarbeiten	159
9	Anhang	161
9.1	Spannungs-Dehnraten-Zusammenhang	161
9.2	Algorithmus zur Verfolgung der Knotenbewegung	162
9.3	Kennwerte des Modells	165
9.4	Approximierter Verlauf der Schallgeschwindigkeit	165
9.5	Verwendete Software	166

Abkürzungsverzeichnis

Abb.	Abbildung
Abk.	Abkürzung
ASTM	American Society for Testing and Materials
BSH	Bildschirmhöhe eines US-Prüfgeräts
bzgl.	bezüglich
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
CPS	Cyber-Physische Systeme
d. h.	das heißt
DIN	Deutsches Institut für Normung
EDX	Energy dispersive X-ray spectroscopy (Energiedispersive Röntgenspektroskopie)
engl.	englisch
exp(x)	Exponentialfunktion mit der natürlichen Basis e
et al.	et alii (<i>lat.</i>): und andere (bei Literaturverweisen)
Fe	Eisen
FEM	Finite-Elemente-Methode
ff.	fortfolgende (Seiten)
ggf.	gegebenenfalls
HRS	hybrides Rotationsreibschweißen
i. d. R.	in der Regel
<i>iwb</i>	Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München
Kap.	Kapitel
KRS	kontinuierliches Rotationsreibschweißen
lat.	lateinisch
LSTC	Livermore Software Technology Corporation
MnS	Mangansulfid

Abkürzungsverzeichnis

MoS ₂	Molybdändisulfid
o. Nr.	ohne Nummer (bei Literaturverweisen)
PI	Regelglied, bestehend aus der Parallelschaltung eines Proportional- und eines Integralgliedes
PID	Regelglied, bestehend aus der Parallelschaltung eines Proportional-, eines Integral- und eines Differentialgliedes
RRS	Rotationsreibschweißen
s.	siehe
S.	Seite
scl	LS-PrePost Scripting Command Language
sp(X)	Spur der Matrix X
SRS	Schwungrad-Rotationsreibschweißen
UMAT	Subroutine zur Beschreibung von benutzerspezifischem Materialverhalten in LS-Dyna
US	Ultraschall
USRFRIC	Subroutine zur Beschreibung von benutzerspezifischen Reibphänomenen in LS-Dyna
UTAN	Subroutine zur Beschreibung der Tangentensteifigkeitsmatrix eines benutzerspezifischen Materialmodells in LS-Dyna
vgl.	vergleiche
z. B.	zum Beispiel
ZfP	zerstörungsfreie Prüfung
z. T.	zum Teil

Verzeichnis der Formelzeichen

Lateinische Buchstaben

Variable	Einheit	Bedeutung
a_{reg}	m/s	Konstante zur Berücksichtigung der Relativgeschwindigkeit im Reibmodell
A_{ref}	m ²	Referenzfläche
B_{SH}	m	Bildschirmhöhe
dz	mm	infinitesimale Distanz in z-Richtung
\mathbb{C}^{tan}	MPa	Tangentensteifigkeitsmatrix
$D_{Abtrieb}$	mm	Durchmesser der Abtriebsscheibe
$D_{Antrieb}$	mm	Durchmesser der Antriebsscheibe
D_E	mm	Durchmesser eines Einschlusses
D_F	-	Durchlässigkeitskoeffizient
D_S	mm	Durchmesser eines kreisförmigen Schwingers
E	GPa	Elastizitätsmodul
\mathbf{E}	-	Einheitsmatrix
f_S	Hz	Ultraschallfrequenz
F_A	N	Axialkraft
F_{ist}	N	Ist-Axialkraft
F_{nenn}	N	Nenn-Axialkraft
F_{reib}	N	Axialkraft während der Reibphase
F_{soll}	N	Soll-Axialkraft
$F_{soll WR}$	N	Soll-Axialkraft bei Wegregelung
F_{stauch}	N	Stauchkraft
g	mm	Breite der Lücke zwischen Elementen eines Phased-Array-Prüfkopfs
G	N/mm ²	Schubmodul

Verzeichnis der Formelzeichen

Variable	Einheit	Bedeutung
i	-	Laufvariable
k	-	Rechenschritt
k_e	1/s	der Dehnungs-Zeit-Funktion zugrundeliegende Dehnrates
k_l	-	Skalierungsfaktor für Temperaturen unterhalb von T_{ref}
k_r	-	Skalierungsfaktor für Temperaturen oberhalb von T_{ref}
k_{skal}	-	Skalierungsfaktor für die elastischen Eigenschaften
k_λ	-	Konstante des λ -Modells
K	N/mm ²	Kompressionsmodul
l_{ges}	mm	Gesamtlänge von stehendem und rotierendem Bauteil
L	mm	aktive Länge der verwendeten Elemente eines Phased-Array-Prüfkopfs
m_E	mg	Masse eines Einschlusses
m_l	MPa/K bzw. 1/K	Steigung von $\sigma(0)$ bzw. n_{nb} am linksseitigen Übergang
m_r	MPa/K bzw. 1/K	Steigung von $\sigma(0)$ bzw. n_{nb} am rechtsseitigen Übergang
n	1/min	Drehzahl
n_{nb}	-	Norton-Bailey-Koeffizient
N	mm	Nahfeldlänge
p	mm	Elementpitch eines Phased-Array-Prüfkopfs
p_k	N/mm ²	Kontaktnormalspannung
p_s	N/m ²	Schalldruck
q_0	-	Konstante zur Skalierung des Zener-Hollomon-Parameters
Q	J	Aktivierungsenergie
r	mm	Abstand zur akustischen Achse des Schallfelds
R	J/(molK)	Gaskonstante

Variable	Einheit	Bedeutung
r_A	-	Parameter eines Reibmodells
R_e	MPa	Streckgrenze
$R_{p0,2}$	MPa	0,2-%-Dehngrenze
R_{Reib}	-	Parameter eines Reibmodells
R_z	μm	gemittelte Rautiefe
s	1/s	komplexe Variable
s_A	mm	Abstand zum Schwinger
t	s	Zeit
t_E	mm	Tiefe der Einbringung eines Einschlusses
t_R	s	Reibzeit
t_s	s	Laufzeit einer Ultraschallwelle
$t_{8/5}$	s	Zeit für die Abkühlung von 800 °C auf 500 °C
T	°C	Temperatur
T_N	-	normierte Temperatur
T_l	°C	Temperatur am linksseitigen Übergang
T_{ref}	°C	Referenztemperatur
T_r	°C	Temperatur am rechtsseitigen Übergang
T_S	°C	Schmelztemperatur
v_k	m/s	Konstante im Reibmodell zur Berücksichtigung des Einflusses der Relativgeschwindigkeit
v_L	m/s	Schallgeschwindigkeit einer Longitudinalwelle
v_{rel}	m/s	Relativgeschwindigkeit zweier Kontaktflächen
v_S	m/s	Schallgeschwindigkeit
v_T	m/s	Schallgeschwindigkeit einer Transversalwelle
v_0	m/s	Koeffizient im Norton-Reibgesetz
V	mm^3	Volumen
w	mm	Breite der Elemente eines Phased-Array-Prüfkopfs
x, y, z	-	Koordinatenrichtungen

Verzeichnis der Formelzeichen

Variable	Einheit	Bedeutung
z	mm	Längenverkürzung (bzw. Schlittenposition)
z_{ist}	mm	Ist-Längenverkürzung
z_s	mm	Abstand zur Stoßfläche in z-Richtung
z_{soll}	mm	Soll-Längenverkürzung
Z	1/s	Zener-Hollomon-Parameter
Z_i	kg/(m ² · s)	spezifische akustische Impedanz

Griechische Buchstaben

α	-	Skalierungsfaktor im Reibmodell
α_L	-	Konstante zur Berücksichtigung des Einflusses der Vergleichsdehnung
α_{th}	1/K	Wärmeausdehnungskoeffizient
β	-	Konstante im λ -Modell
β_{nm}	-	Konstante der Newmark-Zeitintegration
δ_{ij}	-	Kronecker-Symbol
$\Delta\sigma_k$	MPa	Inkrement des Spannungstensors zum Rechenschritt k
$\Delta\sigma_k^{dev}$	MPa	Inkrement des deviatorischen Spannungstensors zum Rechenschritt k
Δt	s	Zeitschrittweite der Finite-Elemente-Simulation
Δt_{max}	s	maximale Zeitschrittweite
ΔT	°C	Erwärmung durch plastische Deformation
Δz	mm	diskreter z-Abschnitt
Δz_{th}	mm	Differenz zwischen Längenmessung durch Ultraschall und Glasmaßstab
ϵ_{ij}	-	Verzerrung (<i>Index: Raumrichtung</i>)
ϵ_m	-	mittlere Normaldehnung
ϵ_{pl}	-	plastische Dehnung
ϵ_{oM}	-	Vergleichsdehnung

$\epsilon_z(t)$	-	zeitabhängige Dehnung in z-Richtung
\mathbf{e}^{dev}	-	Verzerrungsdeviator
ϵ	-	Verzerrungen in Voigt-Notation
$\dot{\epsilon}_m$	1/s	mittlere Normaldehnrate
$\dot{\epsilon}_{vM}$	1/s	Vergleichs-Verzerrungsgeschwindigkeit
$\mathbf{\dot{\epsilon}}^{dev}$	-	Dehnratendeviator
$\dot{\epsilon}_0$	1/s	Referenzdehnrate
$\mathcal{E}_z(s)$	-	Laplace-Transformierte der Dehnung $\epsilon_z(t)$
η_{pl}	-	Wirkungsgrad der Umwandlung von plastischer Arbeit in Wärme
η_0	-	Coulomb-Reibkoeffizient
η'_0	-	modifizierter Coulomb-Reibkoeffizient in der Subroutine USRFRC
γ_{nm}	-	Konstante der Newmark-Zeitintegration
γ_{ij}	-	Gleitung (<i>Index: Raumrichtung</i>)
$\dot{\gamma}$	-	Gleitgeschwindigkeit
λ	W/(m · K)	Wärmeleitfähigkeit
λ_L	W/(m · K)	Variable zur Berücksichtigung des Dehnungseinflusses
λ_S	m	Wellenlänge des Schalls
ν	-	Querkontraktionszahl
$\Psi_0, \Psi_1, \Psi_2, \Psi_3$	MPa	Koeffizienten bzw. Elemente der Tangentensteifigkeitsmatrix
ρ_{Stahl}	kg/mm ³	Dichte eines Stahls
σ	MPa	Cauchy-Spannungstensor
σ_F	MPa	Fließspannung
σ_k	MPa	Cauchy-Spannungstensor zum Rechenschritt k
σ_m	MPa	mittlere Normalspannung
σ_N	MPa	mittlere Normalspannung
σ_{vM}	MPa	von-Mises-Vergleichsspannung
$\sigma_z(t)$	MPa	zeitabhängige Spannung in z-Richtung
σ^{dev}	MPa	Spannungsdeviator
ζ	MPa	Cauchy-Spannungstensor in Voigt-Notation
$\Sigma_z(s)$	MPa	Laplace-Transformierte der Spannung $\sigma_z(t)$

Verzeichnis der Formelzeichen

σ_0	MPa	Referenzfließspannung
τ_F	MPa	Scherfestigkeit
τ_{mw}	s	Zeitkonstante des Maxwell-Modells
τ_{reib}	MPa	Reibschubspannung
Θ_{10}	°	Divergenzwinkel mit 10 % Schalldruckamplitude
ω	rad/s	Kreisfrequenz
μ	MPa s	effektive Viskosität
μ_B	MPa s	Kompressionsviskosität
μ_n	MPa s	effektive Viskosität des vorherigen Zeitschritts
μ_0	MPa s	Festkörperviskosität
μ_∞	MPa s	Sättigungsviskosität

1 Einleitung

1.1 Verfahrensprinzip des Rotationsreibschweißens

Das Fügen von Werkstücken mit Hilfe von Reibung wird seit Jahrzehnten industriell eingesetzt. Nach VILL' (1962) führten die Untersuchungen von A. I. Chudikov zur Entwicklung erster Reibschweißanlagen, welche für Reparaturen und die Fertigung verschiedener Werkzeuge genutzt wurden. Seitdem hat sich das Rotationsreibschweißen in zahlreichen Branchen durchgesetzt, da es sehr gut automatisierbar ist und vergleichsweise wenig Energie benötigt. Zudem können damit zahlreiche Werkstoffe und Werkstoffkombinationen gefügt werden, die mit anderen Verfahren nur schwer oder nicht schweißbar sind. (CROSSLAND 1971, NEUMANN & SCHOBER 1991, DIN EN ISO 15620)

So sind unter anderem Verbindungen zwischen unterschiedlichsten Stählen oder auch zwischen Aluminium und Kupfer möglich. Da zudem verschiedene Wellendurchmesser oder Rohrgeometrien miteinander kombiniert werden können, ist bei bestimmten Bauteilen eine deutliche Reduktion des Zerspanvolumens möglich. Dadurch können bis zu 35 % der Bearbeitungskosten eingespart werden. (SPINDLER 1994, SCHOBER ET AL. 2002, PROKOPCZUK 2011, MOHAMMADZADEH POLAMI ET AL. 2014)

Das Funktionsprinzip des Rotationsreibschweißens geht aus Abbildung 1.1 hervor. In der Regel wird ein Fügepartner drehstarr eingespannt, während das gegenüberliegende Bauteil in eine Rotationsbewegung versetzt wird. Daraufhin wird das drehstarre Bauteil durch einen Hydraulikzylinder (ZÄH ET AL. 2009) oder ein servo-elektrisches Vorschubsystem (BEHREND ET AL. 2013) gegen das rotierende Werkstück gedrückt. Infolge der Reibung zwischen den Bauteilen entsteht Wärme, was zur Erhitzung der Stoßflächen und letztendlich zur thermischen Entfestigung des dortigen Materials führt. Dieses wird im Laufe des Prozesses verdrängt, wodurch der verfahrenstypische Schweißwulst entsteht. Unter Aufrechterhaltung der Axialkraft wird die Rotationsbewegung infolge

1 Einleitung

der Reibung verlangsamt, was zu sinkenden Temperaturen an den Stoßflächen und langfristig zur Erkaltung der Verbindung führt. Je nach Notwendigkeit kann der entstandene Wulst in einem zusätzlichen Bearbeitungsschritt noch in der Reibschweißanlage abgedreht werden, um eventuelle Kerbwirkungen zu vermeiden oder die gewünschte Bauteilkontur herzustellen. (ELLIS 1972, NEUMANN & SCHÖBER 1991, DVS 2909-2)

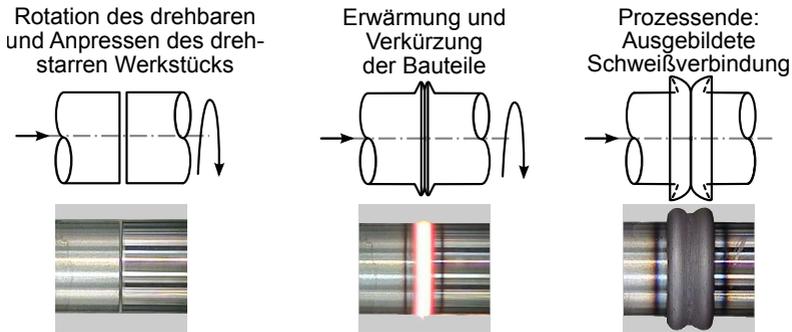


Abbildung 1.1: Funktionsprinzip des Rotationsreibschweißens als schematische Darstellung bzw. als Ausschnitt des realen Prozesses

1.2 Motivation

Im Zuge der sich abzeichnenden so genannten 4. industriellen Revolution (Industrie 4.0) werden Unternehmen stetig vor neue Herausforderungen gestellt. Der wachsenden Volatilität der Märkte und der steigenden Produktvarianz kann nicht mit starren Automatisierungskonzepten begegnet werden. Stattdessen ist nach REINHART (2017) die „intensive Vernetzung aller an der Wertschöpfung beteiligten Akteure und Systeme unumgänglich“. Der Vernetzungsgrad lässt sich durch den Einsatz von Sensoren in Verbindung mit einer Software zur Datenverarbeitung und Kommunikation wesentlich steigern, sodass so genannte Cyber-Physische Systeme (CPS) entstehen. (VOGEL-HEUSER 2014, REINHART 2017)

CPS müssen im Besonderen der Anforderung gerecht werden, Qualitätsschwankungen zu detektieren und diesen entgegenzuwirken. Zudem sollten Informa-

tionen bereitgestellt werden, die für die Verbesserung des Betriebs unmittelbar nutzbar sind. (VOGEL-HEUSER 2014)

Beim Rotationsreibschweißen erfolgt die Prozessüberwachung bisher im Wesentlichen durch die Aufzeichnung von Prozessgrößen wie der Bauteilverkürzung oder der Axialkraft. Zudem können nach der Schweißung zerstörungsfreie Prüfmethoden angewandt werden, um Risse oder andere Verbindungsfehler zu detektieren. Der Einsatz spezieller Sensorik zur Aufzeichnung zusätzlicher Prozessdaten erfolgt derzeit nur in Einzelfällen.

Allerdings treten aufgrund verunreinigter Grundwerkstoffe häufig fehlerhafte Schweißverbindungen auf, was sich jedoch nicht anhand der Parameterüberwachung feststellen lässt. Somit können zu einem späteren Zeitpunkt erhöhte Kosten entstehen, wenn z. B. eine größere Charge nachträglich geprüft bzw. ausgesondert werden muss. Zudem existiert derzeit keine industriell einsetzbare Sensorik, mit deren Hilfe die Entstehung der Fehler dokumentiert und nachvollzogen werden könnte. Dementsprechend ist auch kein Ansatz bekannt, durch den die Beeinträchtigung der Verbindungsqualität durch Verunreinigungen im Grundwerkstoff vermieden wird.

1.3 Zielsetzung

Die Zielsetzung dieser Arbeit besteht in der Verringerung des Auftretens fehlerhafter Schweißverbindungen, welche beim Rotationsreibschweißen aufgrund von nichtmetallischen Einschlüssen entstehen. Dazu ist im ersten Schritt der Aufbau einer geeigneten Systemtechnik erforderlich, welche bereits während des Prozesses, d. h. in situ, angewendet werden kann, um die Fehlerentstehung zu beobachten. Zusätzlich soll ein Prozessmodell entwickelt werden, anhand dessen auch physikalische Feldgrößen nachvollzogen werden können, die schwer messbar sind.

Auf dieser Basis soll das notwendige Prozesswissen zu den Mechanismen der Fehlerentstehung aufgebaut werden, um Handlungsmaßnahmen zur Vermeidung dieser Fehler abzuleiten. Am Ende der Arbeit soll die Wirksamkeit dieser Maßnahmen experimentell erprobt und dokumentiert werden, sodass ihr Einfluss auf die Prozesssicherheit beurteilt werden kann.

1.4 Aufbau der Arbeit

In Kapitel 2 dieser Arbeit werden zunächst die Verfahrensgrundlagen des Rotationsreißschweißens beschrieben. Zudem erfolgt eine Zusammenfassung bestehender Ansätze zur Simulation des Prozesses sowie zur Überwachung des Schweißprozesses bzw. des Schweißergebnisses. Auf dieser Basis wird im Anschluss der entstehende Forschungsbedarf abgeleitet, woraus die Vorgehensweise sowie die Zielsetzung der Arbeit entwickelt werden.

Daraufhin wird in Kapitel 3 der Aufbau eines Prozessmodells erläutert, welches in den folgenden Kapiteln zur Interpretation der Versuchsergebnisse sowie zur Auswahl geeigneter Prozessparameter genutzt wird. Kapitel 4 beinhaltet die Dokumentation des Versuchsaufbaus, mit dessen Hilfe die In-situ-Detektion verschiedenster Störungen des Prozesses möglich wird. Auf Basis dieser Systemtechnik und der mit ihr gewonnenen Messergebnisse erfolgt zudem in Kapitel 5 die Validierung des Prozessmodells. Außerdem werden die Ergebnisse der Simulation herangezogen, um einzelne Aspekte der Messergebnisse aus Kapitel 4 genauer begründen und nachvollziehen zu können.

Der Einsatz der Systemtechnik zur In-situ-Detektion von Störungen wird schließlich in Kapitel 6 mit dem Ziel beschrieben, die Entstehung fehlerhafter Schweißverbindungen zu dokumentieren. Mit Hilfe des Prozessmodells wird im Anschluss bewertet, welche physikalischen Feldgrößen für die Bildung von Fehlern relevant sind. Das somit generierte Prozessverständnis dient der gezielten Manipulation dieser Feldgrößen. Dazu werden mit Hilfe des Prozessmodells veränderte Parametersätze identifiziert, auf deren Basis anschließend der experimentelle Nachweis einer reduzierten Fehleranfälligkeit erfolgt.

2 Grundlagen und Stand der Forschung

2.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die Grundlagen erläutert, die zum Verständnis der nachfolgenden Kapitel notwendig sind. Dazu werden im ersten Schritt die unterschiedlichen Varianten des Rotationsreibschweißens und die zugehörigen Prozessabläufe beschrieben. Außerdem wird auf die werkstofftechnischen Grundlagen sowie den Stand der Forschung bezüglich der Auswirkungen nichtmetallischer Einschlüsse eingegangen. Im Anschluss erfolgt eine Schilderung der qualitätssichernden Maßnahmen, die beim Rotationsreibschweißen angewandt werden können. Auf die Grundlagen der Ultraschall-Prüftechnik wird gesondert eingegangen, da diese von besonderer Relevanz für die vorliegende Arbeit sind. Zudem werden verschiedene Ansätze zur Simulation des Rotationsreibschweißens dargestellt. Abschließend wird erörtert, inwiefern für Maßnahmen zur Prozessüberwachung und Qualitätssicherung Handlungsbedarf besteht.

2.2 Verfahrensgrundlagen

2.2.1 Einordnung des Rotationsreibschweißens

Das Rotationsreibschweißen (RRS) zählt nach DIN EN 14610 zu den Pressschweißverfahren, da die Fügepartner während des Prozesses mit einer Kraft beaufschlagt werden. Es existieren unterschiedliche Varianten des Reibschweißens, die gemäß DIN EN ISO 15620 hinsichtlich der Art der Relativbewegung der Fügepartner sowie der Art der zugeführten Energie unterteilt werden (s. Abbildung 2.1). Beim RRS liegt hierbei stets eine rotatorische Relativbewegung zwischen den Fügepartnern vor, welche beim Reibschweißen mit kontinuierlichem

2 Grundlagen und Stand der Forschung

Antrieb (KRS) durch einen Motor aufrechterhalten wird. Beim Schwungrad-Rotationsreißschweißen (SRS) wird der Motor hingegen nur zur Beschleunigung des rotierenden Werkstückes und der Schwunghmassen auf eine bestimmte Drehzahl benutzt. Danach wird der Motor vor dem ersten Bauteilkontakt abgeschaltet, sodass der Prozess rein durch die gespeicherte kinetische Energie des rotierenden Werkstückes und der Schwunghmassen betrieben wird. (SPINDLER 1994, DIN EN ISO 15620, SCHOBER ET AL. 2002, SCHOBER 2008)

Reißschweißen				Energiearten	
Arten der Relativbewegung					
Rotation 	Lineare Umkehrbewegung 	Rotatorische Schwingung 	Orbital* 	Kontinuierlicher Antrieb	Gespeicherte Energie
Hybride Systeme: Kombination beider Arten					

* Erläuterung: Beim Orbitalreißschweißen wird „[...] eine elliptische oder kreisförmige Relativbewegung in der Ebene ausgeführt, ohne dass es zu einer Verdrehung der Bauteile um deren Längsachse kommt.“ (MARTINEK ET AL. 2011)

Abbildung 2.1: Einteilung der Reißschweißverfahren (in Anlehnung an DIN EN ISO 15620, für diese Arbeit relevante Verfahren sind hervorgehoben)

Zusätzlich existieren sogenannte hybride Systeme als Kombinationen aus KRS und SRS (DIN EN ISO 15620). Beispiel hierfür ist ein Prozess, bei dem die Drehzahl zwar zu Beginn des Prozesses mit Hilfe des Motors aufrechterhalten wird. Im weiteren Verlauf wird jedoch auch ein Großteil der kinetischen Energie des Systems durch Eigenbremsung für die Schweißung benutzt (SCHOBER ET AL. 2002, SCHOBER 2008). Diese Art der Prozessführung wird im Folgenden als hybrides Rotationsreißschweißen (HRS) bezeichnet.

2.2.2 Verfahrensvarianten

Nach DIN EN ISO 15620 kann beim Aufbau von Anlagen für das RRS zwischen einer drehbaren und einer translatorisch verschiebbaren Seite unterschieden werden (s. Abbildung 2.2). Die drehbare Seite wird durch den Motor auf eine definierte Drehzahl beschleunigt, bevor die Bauteile durch den Druckzylinder miteinander in Kontakt gebracht werden. Der anschließende Prozessablauf

variiert in Abhängigkeit von der gewählten Verfahrensvariante. Beim kontinuierlichen Rotationsreibschweißen wird die Drehzahl während der sogenannten Reibphase durch einen vergleichsweise leistungsfähigen Motor aufrechterhalten. Gleichzeitig werden die Stoßflächen unter Aufbringung der Reibkraft erwärmt. Erst am Ende der Reibphase wird der Motor abgeschaltet. Im Anschluss beginnt die Bremsphase, während derer eine Bremse das Spindelsystem kontrolliert zum Stillstand bringt.

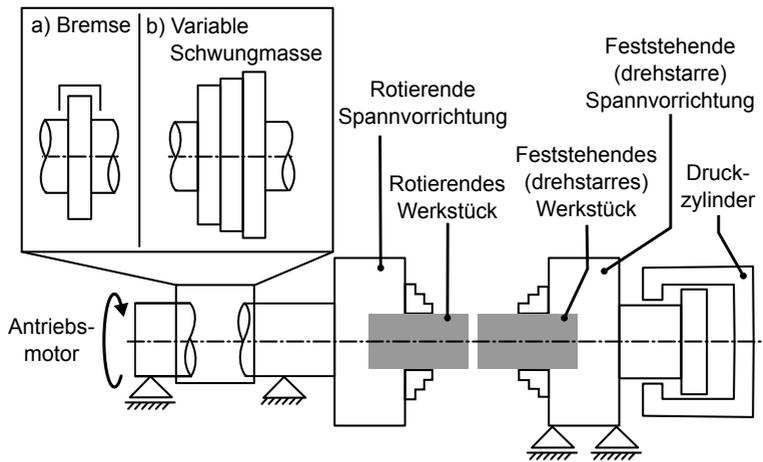


Abbildung 2.2: Aufbau einer Rotationsreibschweißanlage mit Energieversorgung durch
a) kontinuierlichen Antrieb b) Schwungmassen (in Anlehnung an
DIN EN ISO 15620)

Nach Beendigung der Reibphase wird zudem im Rahmen der Stauchphase der Anpressdruck gesteigert, sodass statt der vergleichsweise niedrigen Axialkraft während der Reibphase¹ nun eine höhere Stauchkraft wirkt. Mit dem Anstieg der aufgebrachtten Kraft beginnt eine schnelle Verkürzung der Bauteile, da der zuvor erwärmte Werkstoff nun stark deformiert wird (s. Abbildung 2.3 a)).

Dahingegen weicht der Ablauf des SRS deutlich vom KRS ab. Anstelle eines abgestuften Kraftverlaufs wird beim SRS häufig eine konstante Axialkraft aufgebracht. Außerdem wird der Antrieb vor dem Erstkontakt der Bauteile ab-

¹ Diese Kraft wird nach DIN EN ISO 15620 als „Reibkraft“ bezeichnet. Im Rahmen dieser Arbeit wurde stattdessen der Ausdruck „Axialkraft während der Reibphase“ verwendet, um Verwechslungen mit Reibkräften entlang der Oberfläche zu vermeiden.

2 Grundlagen und Stand der Forschung

geschaltet, sodass die Drehzahl im Folgenden kontinuierlich abfällt. Die Dauer des Prozesses wird somit wesentlich durch das Massenträgheitsmoment der rotierenden Anlagenkomponenten bestimmt. Mit dem Stillstand der Spindel endet beim SRS auch die Reibphase, während derer ein Großteil der Längenverkürzung der Werkstücke stattfindet. Die anschließende Stauchphase kann notwendig sein, um die Bauteile unter Einwirkung der Axialkraft abkühlen zu lassen und somit die Verbindungsqualität sicherzustellen.

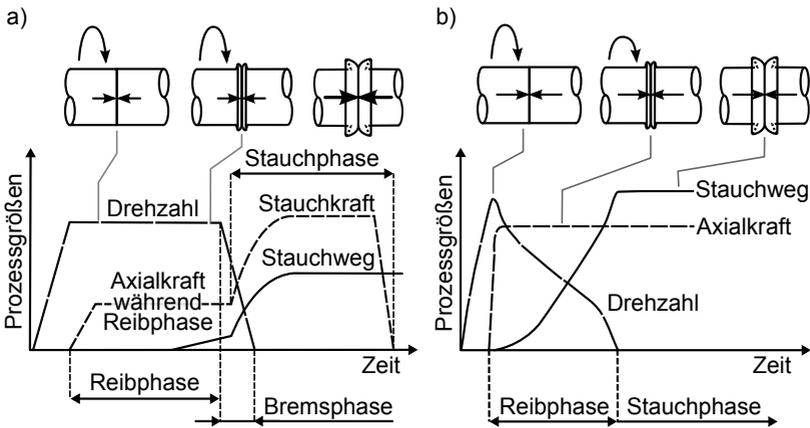


Abbildung 2.3: Prozessablauf und charakteristische Prozessgrößen beim Reibschweißen mit a) kontinuierlichem Antrieb b) Schwingmassen (in Anlehnung an DIN EN ISO 15620)

Da die Bereitstellung der Energie bei KRS und SRS unterschiedlich erfolgt, unterscheiden sich auch die Bauweisen der jeweiligen Anlagen. Bei SRS-Anlagen sind an Stelle einer Bremsvorrichtung Schwingmassen verbaut, deren Massenträgheitsmoment in der Regel variiert werden kann (s. Abbildung 2.2 b)).

Eine weitere Verfahrensvariante ist durch das hybride Rotationsreibschweißen gegeben. Damit wird z. B. ein Prozess bezeichnet, in dessen Rahmen die Werkstücke zu Beginn bei konstanter Drehzahl erwärmt werden. Nach Abschaltung des Antriebs werden die rotierenden Massen jedoch nicht kontrolliert abgebremst. Stattdessen wird die Drehzahl wie beim SRS durch das Prozessmoment verringert, während die Axialkraft wie beim KRS auf die Stauchkraft erhöht wird. Somit entspricht der Prozess zu Beginn dem KRS, nach dem Abschalten des Antriebs vereint die Prozessführung jedoch sowohl Elemente des

Schwungrad- als auch des kontinuierlichen Reibschweißens. (SCHWALM 1982, NEUMANN & SCHOBER 1991)

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das HRS ebenfalls in Reib- und Stauchphase untergliedert (s. Abbildung 2.4). Die Reibphase dauert vom Zeitpunkt des ersten Bauteilkontakts bis zur Abschaltung des Antriebs und geht anschließend direkt in die Stauchphase über.

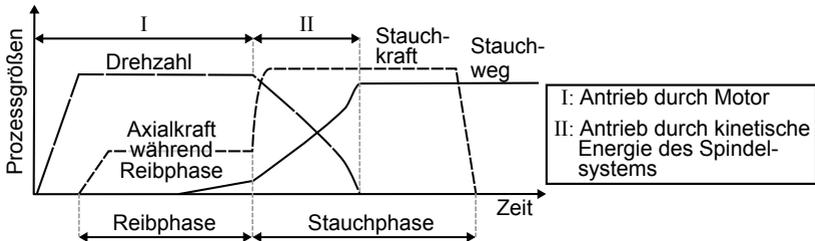


Abbildung 2.4: Prozessablauf bei Einsatz eines hybriden Systems mit Merkmalen des kontinuierlichen und des Schwungrad-Rotationsreibschweißens

Einsatzgebiete

Abhängig von der gewünschten Prozessvariante müssen die Komponenten der Reibschweißanlagen unterschiedlich dimensioniert werden. Bei der Auslegung von Anlagen für das SRS ist konstruktiv zu berücksichtigen, dass diese in der Regel hohen Prozessmomenten ausgesetzt sind. Aufgrund der Masse der Schwungscheiben ist zudem von höheren Unwuchtkräften auszugehen, durch welche die Lagerung stärker belastet wird. Vorteilhaft ist jedoch, dass kleinere Motoren eingesetzt werden können, da das Beschleunigen der rotierenden Seite auch mit Hilfe geringer Drehmomente möglich ist. Dies ist im Besonderen beim Fügen von großen Rohrquerschnitten und Werkstoffen relevant, welche hohe Prozessmomente bzw. hohen Leistungseintrag erfordern. Die in den Schwungmassen gespeicherte Energie kann innerhalb kurzer Zeit für den Prozess genutzt werden, wobei hohe Prozessmomente lediglich zu einer stärkeren Verzögerung der Spindel, nicht jedoch zu einer Überlastung des Motors führen. Zudem fällt die Wärmeeinflusszone aufgrund der kurzen Zeitspanne der Energieeinbringung vergleichsweise schmal aus. (VILL' 1962, MEYER 1978, NEUMANN & SCHOBER 1991, SPINDLER 1994, KEßLER ET AL. 2016B)

2 Grundlagen und Stand der Forschung

Für das KRS vergleichbarer Geometrien sind dagegen größere Motoren erforderlich, da eine dynamische Regelung der Leistung und ein höheres Leistungs-niveau notwendig sind. Durch den Betrieb des Motors während der Schweißung kann der Prozess jedoch flexibler gestaltet werden, weil damit eine gezielte Steuerung des Drehzahl-Zeit-Verlaufs möglich ist. Beispielsweise kann eine Verlängerung der Prozesszeit beim Schweißen von aufhärtungsempfindlichen Werkstoffen angebracht sein, da dadurch die nachfolgende Abkühlung verlangsamt erfolgt und die Aufhärtung des Gefüges somit reduziert wird. (SCHOBER 1974, DVS 2909-2, NEUMANN & SCHOBER 1991, SCHMICKER 2015)

2.2.3 Ablauf des Prozesses

Ein wesentliches Merkmal des RRS besteht darin, dass die Schmelztemperatur während des Prozesses makroskopisch nicht überschritten wird. Vielmehr wird davon ausgegangen, dass der Wärmeeintrag nahe der Schmelztemperatur reduziert und durch die Wärmeableitung ausgeglichen wird (NEUMANN & SCHOBER 1991). Dadurch befinden sich die Proben auch im Bereich der Stoßflächen weitestgehend in der festen Phase, während zudem die Möglichkeit besteht, Werkstoffe mit sehr unterschiedlichen Materialeigenschaften zu verbinden (SPINDLER 1994, HORN 2002). Wesentlichen Einfluss auf die Bildung einer stoffschlüssigen Verbindung hat die Überlagerung von hohen Temperaturen mit starken Verformungen während des Prozesses, welche die Entstehung von Diffusionszonen ermöglicht (HORN 2002, SCHOBER ET AL. 2002).

Zur Erläuterung des Verbindungsprozesses wurden detaillierte Aufteilungen in bis zu sechs Phasen entwickelt. Diese wurden entweder anhand zeitlicher Kriterien oder basierend auf tribologischen Phänomenen, charakteristischen Punkten im Verlauf von Prozessgrößen oder metallurgischen Vorgängen festgelegt (KES 1989). In der Praxis wird der Prozess jedoch in der Regel gemäß DIN EN ISO 15620 in die Reib- und die Stauchphase untergliedert (s. Abbildung 2.3 auf S. 8 und Abbildung 2.4 auf S. 9). Im Folgenden wird der Ablauf des Verbindungsprozesses deshalb genauer beschrieben, ohne hierfür eine komplexere Aufteilung zu verwenden. Außerdem sei vorweggenommen, dass im Rahmen dieser Arbeit das HRS zum Einsatz kam. Somit werden sowohl Aspekte des SRS wie auch des KRS erwähnt.

Zu Beginn des Prozesses werden die Rauheitsspitzen der Stoßflächen aufgrund

der Überlagerung von aufgebrachter Kraft und rotatorischer Relativbewegung eingeebnet. Bei Verwendung von Vollquerschnitten tritt die Glättung zunächst in weiter außen liegenden Bereichen auf und kommt erst im weiteren Verlauf des Prozesses auch in Richtung der Längs- bzw. der Rotationsachse zum Tragen. Entsprechend bildet sich ein ringförmiger Film aus plastifiziertem Material, der sich im Folgenden verbreitert. Dadurch tritt ein größerer Teil der Stoßflächen in Kontakt und es entstehen Mikroverschweißungen, die jedoch sofort wieder zerstört werden. (BETHLEHEM 1984B, TREPTE 1986, NEUMANN & SCHOBER 1991, SCHOBER ET AL. 2002)

Im weiteren Verlauf werden auch die Bereiche erwärmt, die in axialer Richtung an die Stoßflächen angrenzen. Zudem wächst das Reibmoment an, bis die übertragbaren Schubspannungen durch die starke Plastifizierung des Werkstoffs begrenzt werden. Daraufhin fällt das Reibmoment kontinuierlich ab, bis ein nahezu konstanter Wert erreicht ist. In den äußersten Bereichen der Bauteile tritt hierbei kein Reibkontakt auf, da der plastische Werkstoff dort ungehindert ausweichen kann. Gleichzeitig wird der Werkstoff infolge der Wärmeleitung in axialer Richtung zunehmend plastifiziert, sodass bereits zu diesem Zeitpunkt eine Verdrängung von Material in den Schweißwulst auftreten kann. (CROSSLAND 1971, DUFFIN & BAHRANI 1976, SCHWALM 1982, KES 1989, NEUMANN & SCHOBER 1991)

Je nach Art der Prozessführung kann der Rotationsbewegung der Spindel nach Ablauf einer bestimmten Zeit oder bei Erreichen einer definierten Bauteilverkürzung entgegengewirkt werden. Dazu wird beim kontinuierlichen Prozess der Motor abgeschaltet, worauf die Spindel durch eine Bremse verlangsamt wird. Beim kombinierten Verfahren wird die Drehzahl hingegen hauptsächlich durch das Prozessmoment und zusätzlich durch die Lagerreibung verringert, sodass der Bremsvorgang eher dem SRS entspricht. Aufgrund der fallenden Drehzahl verringert sich auch die für den Prozess aufgebrachte Reibleistung. Da außerdem heißes Material in den Wulst verdrängt wird und kälteres Material in den Bereich der Stoßflächen nachrückt, sinken die Temperaturen an den Stoßflächen allmählich. Gleichzeitig erfolgt eine Verfestigung des plastifizierten Werkstoffs, welche mit einem steigenden Reibmoment einhergeht. (WANG & LIN 1974, MEYER 1978, NEUMANN & SCHOBER 1991)

Zeitgleich oder im Nachgang zur Abschaltung der Spindel erfolgt die Erhöhung der Anpresskraft auf das Niveau der Stauchkraft. Dies führt zu einem

schnelleren Anstieg der Längenverkürzung. Dadurch sollen Oxidschichten im Randbereich aufgelöst werden, sodass eine homogene Anbindung über die gesamte Querschnittsfläche entsteht. Die Stauchkraft wird über den Zeitraum des Stillstands der Spindel hinweg aufrechterhalten, während die Umformvorgänge des Gefüges zum Erliegen kommen. Nach wie vor treten jedoch Rekristallisations- und Kriechvorgänge auf, die wesentlichen Einfluss auf die Festigkeit der Verbindung haben. Die entstandene Schweißverbindung zeichnet sich i. d. R. durch vollständige Freiheit von Poren aus. Zudem entsteht durch die fortwährende Warmumformung während des Prozesses und die darauffolgende Rekristallisation ein feinkörniges Gefüge. In Kombination mit einer schmalen Wärmeeinflusszone können dadurch sehr gute Festigkeitseigenschaften erreicht werden (VILL' 1962, MEYER 1978, NEUMANN & SCHOBER 1991, SAHIN 2007, SELVAMANI & PALANIKUMAR 2014)

2.2.4 Rotationsreibschweißen von Stählen

Beim RRS treten vergleichsweise niedrige Temperaturen auf (vgl. Abschnitt 2.2.3), sodass die Werkstoffe ohne makroskopische Aufschmelzung nur in einen plastifizierten Zustand überführt werden. Zudem wird das Gefüge durch die aufgebrachtten Kräfte und Reibmomente im warmen Zustand verformt. Dadurch wird die für Schmelzschweißprozesse typische Grobkornbildung vermieden. Stattdessen stellt sich ein feinkörniges Gefüge ein. (SCHOBER 1974, NEUMANN & SCHOBER 1991, DVS 2909-3, HORN 2002)

Zudem können mit Hilfe des RRS auch Werkstoffe und Werkstoffkombinationen gefügt werden, die als nicht oder nur schlecht schmelzschweißgeeignet gelten. So können sowohl bei artgleichen als auch bei artfremden Werkstoffen der Fügepartner Verbindungen erstellt werden, in denen Schnellarbeitsstähle, ferritische oder austenitische Stähle und Legierungen mit hohem Kohlenstoffgehalt zum Einsatz kommen. (GRÜNAUER 1987, LEE ET AL. 2004, ŞAHIN 2005, DIN EN ISO 15620, SATHIYA ET AL. 2007)

Über die Auswahl der Schweißparameter ist es möglich, den Prozess individuell an die Eigenschaften des jeweiligen Werkstoffs anzupassen. Relevante Kenngrößen sind hierfür neben der chemischen Zusammensetzung auch die Festigkeit des Stahls bei Raumtemperatur sowie dessen Warmfestigkeit und Wärmeleitfähigkeit (NEUMANN & SCHOBER 1991, DVS 2909-2).

Bei Verwendung stark aufhärtender Stähle kann beim KRS die Reibzeit verlängert werden, sodass die Aufhärtung der Verbindung geringer ausfällt. Dies kann mit der stärkeren Ausbreitung des erwärmten Bereichs in axialer Richtung erklärt werden, welche zu einer langsameren Abkühlung der Verbindung führt. Zudem sind für Werkstoffe hoher Warmfestigkeit auch höhere flächenbezogene Kräfte aufzubringen, um eine ausreichende Verformung bzw. Wulstbildung sicherzustellen. (DVS 2909-2, APPEL 2015)

Nach SCHOBER (1974) und NEUMANN & SCHOBER (1991) kann abhängig von der Länge der Reibzeit und dem Betrag der flächenbezogenen Reibkraft zwischen harten und weichen Schweißregimes unterschieden werden. Bei Verwendung eines harten Schweißregimes wird während einer kurzen Reibzeit bereits eine hohe Axialkraft aufgebracht. Dies führt im Vergleich zu einem weichen Schweißregime zu einer schnelleren Erwärmung und einem stärkeren Temperaturgefälle in axialer Richtung. Im Gegensatz dazu wird bei einem weichen Regime während der Reibphase eine niedrige Axialkraft aufgebracht, während die Reibzeit länger ausfällt. Anfangs steigt dadurch die Temperatur an den Stoßflächen langsamer. Außerdem werden die Bereiche abseits der Stoßflächen länger und damit stärker erwärmt. Dies führt in axialer Richtung zur Ausbildung eines flacheren Temperaturgradienten und somit zu einer geringen Abkühlgeschwindigkeit der Verbindung (SCHOBER 1974).

Artgleiche Schweißverbindungen können durch das RRS innerhalb eines breiten Prozessfensters erstellt werden (DVS 2909-2). So werden z. B. für den Vergütungsstahl 42CrMo4 eine Reibzeit von 3 bis 6 s und bei Bezug der Stauchkraft auf die Querschnittsfläche eine Druckspannung von 150 bis 250 MPa als Richtwerte angegeben. Zudem stellte SCHÄFER (1971) in Untersuchungen an artgleichen Verbindungen verschiedener Stähle fest, dass die Zugfestigkeit nach Überschreitung eines Mindestwerts des Stauch- bzw. Reibdrucks weitgehend konstant blieb. Auch beim SRS artgleicher Verbindungen hatte eine Variation der Prozessparameter teils nur geringe Schwankungen der Festigkeit zur Folge (WANG & RASMUSSEN 1972, KEBLER ET AL. 2016B). Durch die passende Wahl der Prozessparameter können somit zusätzlich zur Festigkeit der Verbindung auch weitere Zielgrößen, wie die Wulstgeometrie oder die Aufhärtung, in Betracht gezogen und beeinflusst werden (SCHMICKER ET AL. 2013B, APPEL 2015).

2.3 Mangansulfide in Stählen

2.3.1 Allgemeines

Nach BARGEL & SCHULZE (2012) wird Schwefel z. B. bei der Herstellung von Automatenstählen gezielt hinzugefügt, um die Zerspanbarkeit zu verbessern. Dadurch sind im Stahl Sulfide verteilt, deren geringe Festigkeit die Bildung kurzbrechender Späne hervorruft. Generell wird Schwefel jedoch als unerwünschter Begleiter eingestuft, welcher nach SCHUSTER (2012) bei der Stahlherstellung zunehmend durch die Verwendung von Schrott in die Schmelze gerät. Dadurch können die Eigenschaften des Stahls stark beeinflusst werden. Hierbei ist im Besonderen die Verteilung der Sulfide relevant, welche bei gleicher chemischer Zusammensetzung zu unterschiedlichem Materialverhalten führen kann. Aufgrund dessen wird der Schwefelgehalt in Stählen in der Regel stark begrenzt. Dennoch kann auch eine geringe Menge von Eisensulfiden das Auftreten von Warm-, Rot- oder Heißbrüchen begünstigen.

Um dem vorzubeugen, wird dem Stahl Mangan hinzugefügt. Dieses führt in Verbindung mit dem enthaltenen Schwefel zur Entstehung von Mangansulfiden, während die Bildung von Eisensulfiden behindert wird. Mangansulfide schmelzen erst bei ca. 1600 °C und sind im Gegensatz zu anderen Einschlüssen gut verformbar. Deshalb kann aus ursprünglich globularen Mangansulfiden eine zeilenförmige Struktur entstehen, wenn der umgebende Stahl in Massivumformprozessen wie dem Warmwalzen stark deformiert wird. In der Folge können warmgewalzte Bleche oder Wellen stark anisotrope Materialeigenschaften aufweisen. (KIESSLING & LANGE 1978, RAKOSKI 1994, LUO 2001, LUO & STÄHLBERG 2001, BARGEL & SCHULZE 2012, SCHUSTER 2012)

2.3.2 Auswirkung von Mangansulfiden auf die Festigkeitseigenschaften

Enthalten warmgewalzte Halbzeuge Mangansulfide, so weisen diese in Walzrichtung in der Regel eine gestreckte Form auf. Zudem sind die Einschlüsse mechanisch nur geringfügig an den umgebenden Stahl angebunden, woraus

eine ausgeprägte Anisotropie der mechanischen Eigenschaften des Stahls resultiert. Erfolgt die Belastung in Walzrichtung und somit parallel zur Längsachse der Mangansulfide, so sind die Festigkeit und die Duktilität deutlich höher als bei Belastung quer zur Längsachse. In letzterem Fall werden die Einschlüsse auf Zug beansprucht, was die Rissbildung an den Einschlüssen begünstigt (s. Abbildung 2.5). (BAKER & CHARLES 1972, BAKER & CHARLES 1973, LESLIE 1983, MORTENSEN ET AL. 2001, HOSSEINI ET AL. 2007, TEMMEL ET AL. 2008B)

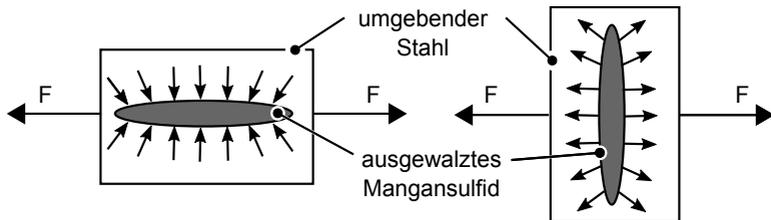


Abbildung 2.5: Beanspruchung eines Mangansulfid-Einschlusses auf Druck oder Zug in Abhängigkeit der Orientierung des Einschlusses zur Belastungsrichtung (in Anlehnung an HOSSEINI ET AL. 2007)

Neben der Rissbildung aufgrund mechanischer Belastung kann es auch beim Abkühlen von Stählen dazu kommen, dass sich während der Gefügeumwandlung Risse bilden. Bei schneller Abkühlung des erhitzten Stahls entstehen Umwandlungsspannungen, während gleichzeitig Spannungen aufgrund thermischer Schrumpfung auftreten. Durch die Überlagerung dieser Spannungen können sich Risse bilden, deren Auftreten durch einen hohen Gehalt an Sulfideinschlüssen begünstigt wird. (BLACKWOOD ET AL. 1998)

TEMMEL ET AL. (2007) führten Untersuchungen zur Rissneigung des Vergütungsstahls 50CrMo4 durch, wobei der Einfluss des Mangansulfid-Gehalts ebenfalls berücksichtigt wurde. Dazu wurden die Eigenschaften kreuzgewalzter Bleche verglichen, welche sowohl in einer schwefelarmen als auch in einer schwefelreichen Variante hergestellt worden waren. In Folge des Kreuzwalzens enthielt die schwefelreiche Variante flache Mangansulfid-Einschlüsse von mehr als 100 µm Länge, während das reinere Material lediglich Einschlüsse von ca. 10 µm Länge aufwies. Die Proben wurden einem Härteprozess unterzogen, als dessen Folge eine Härte von ca. 450 HV 30 entstand. Im Nachgang zeigte sich, dass bei 30 % der Proben mit hohem Mangansulfid-Anteil Härterisse entstanden waren, die von Einschlüssen ausgingen und sich entlang der Korngrenzen

ausgebreitet hatten. Dahingegen waren bei der schwefelarmen Variante keine Risse erkennbar.

2.3.3 Problematik für das Rotationsreibschweißen

Prinzipiell kann das Rotationsreibschweißen als sehr gut reproduzierbares Verfahren angesehen werden, welches innerhalb eines breiten Parameterfensters gute Verbindungseigenschaften gewährleistet (vgl. Abschnitt 2.2.4). Allerdings können nichtmetallische Einschlüsse im Grundwerkstoff dazu führen, dass die Festigkeit reibgeschweißter Bauteile drastisch reduziert wird. Diese Problematik wird nach WEILNHAMMER (2011) dadurch verschärft, dass aufgrund steigender Schrottverarbeitung auch der Anteil an Einschlüssen in Stählen wächst. Dies wird vor allem bei Vergütungsstählen wie 42CrMo4 als kritisch angesehen. Diese können während des Schweißprozesses stark aufhärten und verspröden, was in Kombination mit nichtmetallischen Einschlüssen als begünstigender Faktor für die Fehlerentstehung erachtet wird.

LIPPOLD & ODEGARD (1984) stellten beim Schwungrad-Rotationsreibschweißen eines nichtrostenden austenitischen Stahls fest, dass anhand der Orientierung und Verteilung von Sulfiden auf den Materialfluss zurückgeschlossen werden konnte. Während die Sulfide im Grundwerkstoff in Längsrichtung der Wellen orientiert waren (vgl. Abschnitt 2.3), wurden sie im Bereich der Stoßfläche umgelenkt und flachgedrückt. Dabei folgte ihre Orientierung dem radial ausgespressten Material. Die resultierende Anordnung der flachen Sulfide senkrecht zur Probenachse wurde als wesentlicher Faktor für Brüche im Bereich der Stoßfläche der Verbindung angeführt. In Zugversuchen wurde zudem festgestellt, dass die Proben nur geringe Bruchdehnungen aufwiesen, die bei Einbringung von Kerben zudem um ca. 90 % reduziert wurden.

BAUCH (1982) untersuchte den Einfluss von Oxid-, Sulfid- sowie Silikateinschlüssen auf die Dauerfestigkeit reibgeschweißter Stahlwellen. Basierend auf den Ergebnissen von Zugschwellversuchen wurde festgestellt, dass die Festigkeit der Verbindungen aufgrund von Oxideinschlüssen um bis zu 23 % und aufgrund von Sulfid- bzw. Silikateinschlüssen um bis zu 69 % reduziert wurde.

Auch MEIER (1989) brachte vor dem Rotationsreibschweißen von Wellen an

2.4 Qualitätssicherung beim Rotationsreibschweißen

den Stoßflächen künstliche Fehler in Form von Bohrungen oder Quarzsand ein, deren Auswirkung auf die Festigkeitseigenschaften der Verbindungen anschließend untersucht wurde. Wenn sich die Fehlergröße vor Beginn der Schweißung im Bereich von 2,5 % des Ausgangsquerschnitts der Welle befand, so hatte dies drastische Auswirkungen auf die Qualität der Verbindung. Bei statischer Biegebelastung wurde beim Werkstoff 42CrMo4 nur noch ca. 51 % der Festigkeit einer intakten Verbindung festgestellt. Auch die Torsionswechselfestigkeit war um bis zu 29 % geringer als bei einer fehlerfreien Schweißung.

ARITOSHI & OKITA (2003) untersuchten das Fügen einer Nickelbasislegierung mit einem Automatenstahl, der Mangansulfide enthielt. Bei einer anschließenden Zugprüfung brachen die Verbindungen im Grundwerkstoff der Nickelbasislegierung, sodass die Sulfideinschlüsse nicht ausschlaggebend für die Verbindungsqualität waren. Dies wurde darauf zurückgeführt, dass Sulfide während des Reibschweißprozesses durch die starke Umformung zerkleinert und in den Wulst transportiert wurden.

Hinsichtlich der Auswirkung nichtmetallischer Einschlüsse auf die Verbindungsqualität enthält die Literatur somit teils widersprüchliche Aussagen. Dies ist möglicherweise dadurch begründet, dass in den jeweiligen Untersuchungen unterschiedliche Werkstoffe verwendet wurden. Zudem sind Form und Anordnung der Einschlüsse nicht zwischen den einzelnen Studien vergleichbar.

2.4 Qualitätssicherung beim Rotationsreibschweißen

Nach DIN EN ISO 9000 bezeichnet Qualitätssicherung den „Teil des Qualitätsmanagements [...], der auf das Erzeugen von Vertrauen [...] gerichtet ist, dass Qualitätsanforderungen erfüllt werden“. Beim RRS werden dazu Prüfungen vor, während und nach dem Prozess durchgeführt (DVS 2909-3, DIN EN ISO 15620). Die Auswahl der Prüfmethode und die Häufigkeit der Prüfungen ist dabei abhängig vom Einsatzbereich der geschweißten Bauteile, d. h. dem Risiko und den Kosten, die durch Versagen verursacht werden würden. Außerdem kann aufgrund von in der Vergangenheit aufgetretenen Fehlern der Prüfumfang erhöht werden. (DVS 2909-5)

2 Grundlagen und Stand der Forschung

Zu den vorbereitenden Maßnahmen zählt die Sicherstellung konstanter Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe, d. h. der chemischen Zusammensetzung, des Gefüges, der Festigkeit, der Härte und der Lieferbedingungen. Zusätzlich sollten auch die Fertigungstoleranzen innerhalb zulässiger Grenzen gehalten werden. Sofern kein Nachweis existiert, dass die Verbindung durch Korrosion, Zunder, Fett, Oxide und andere Verunreinigungen nicht beeinträchtigt wird, sollten die Stoßflächen vor der Schweißung gesäubert werden. (DIN EN ISO 15620, DVS 2909-3)

Prozessbegleitend kann eine Überwachung von Drehzahl, Axialkraft, Längenverkürzung, Antriebsleistung und Drehmoment erfolgen (JONES ET AL. 1978, HENTSCHEL 2006). Befindet sich ein Parameter außerhalb eines festgelegten Toleranzbereichs, so kann die Schweißung abgebrochen werden (NEUMANN & BACHMANN 1984, BACHMANN 1984). Nach NEUMANN & SCHOBER (1991) stellt die Längenverkürzung in der Prozessüberwachung die wichtigste Größe dar. Herausforderung ist hierbei jedoch die Dimensionierung des Toleranzbereichs: Dieser muss ausreichend eng gewählt werden, um anhand von Abweichungen in Reib- bzw. Stauchwegen fehlerhafte Bauteile erkennen zu können. Dadurch können jedoch bereits geringfügige Änderungen in den Materialeigenschaften der Bauteile zu einer Überschreitung des Bereichs führen. Ein zu schmaler Toleranzbereich birgt somit das Risiko, dass zu viele Bauteile ausgesondert werden. Gleichzeitig bedingt ein zu großer Toleranzbereich, dass fehlerhafte Teile möglicherweise nicht erkannt werden.

Nach BETHLEHEM (1983) und BETHLEHEM (1984A) ermöglicht die Messung des Prozessmoments über die Motorströme Aussagen bezüglich verunreinigter Stoßflächen. Waren die Stoßflächen mit Rost, Zunder, Öl, Schmierfett, Farbe oder Graphit verunreinigt, so zeigten sich bei der Schweißung von Vollquerschnitten deutliche Abweichungen zwischen den Momentenverläufen. DENNIN (1979) stellte in Versuchen am Vergütungsstahl C60 fest, dass das Drehmoment durch gesägte bzw. plangedrehte Oberflächen sowie die Planparallelität und die Art der Wärmebehandlung beeinflusst wird.

BAXTER ET AL. (2011) erweiterten die Überwachung der Bauteilverkürzung dahingehend, dass die Linearität eines festgelegten Bereichs der Kurve in einer Regressionsanalyse ermittelt wurde. Anhand des R^2 -Koeffizienten erfolgte im Anschluss die Bewertung der Bauteilgüte.

Nach BACHMANN (1984) und DVS 2909-3 kann auf Basis der Parameterüber-

wachung auch eine Prozesssteuerung erfolgen. Beispiel hierfür ist die Regelung der Axialkraft nach BENN & TOWLER (1988), wodurch der Stauchweg einer Referenzkurve folgt. Zu starke Abweichungen von der vorgegebenen Axialkraft sind jedoch zu vermeiden, da hiervon das Schweißergebnis beeinträchtigt werden könnte. Deshalb werden lediglich Druckschwankungen von $\pm 10\%$ empfohlen. Im Gegensatz dazu wird von LOVIN ET AL. (2006) vorgeschlagen, beim SRS während der Stauchphase mit Hilfe des Motors den Prozess zu beeinflussen. Bei Abweichung von der Referenzkurve wird mit Hilfe des Motors erneut Energie zugeführt oder ein Bremsmoment aufgebracht. Zusätzlich zur Positionsregelung werden in LOTZ (2012) und LÖHE ET AL. (2013) auch für die Winkellage der Bauteile definierte Toleranzen gewährleistet. Die notwendige Regeldynamik wurde mit Hilfe so genannter Modellprädiktiver Regler erreicht, wobei das Systemverhalten des Schweißprozesses durch analytische Modelle und Künstliche Neuronale Netze abgebildet wurde.

Im Anschluss an den Schweißprozess können weitere Prüfungen durchgeführt werden. Hierzu ist je nach Anforderung bzw. Einsatzbereich die Untersuchung einzelner oder aller Bauteile möglich. Eingesetzt werden dabei zerstörende Prüfverfahren wie die Einschnitt- und die Kerbschlagbiegeprüfung sowie die metallographische Untersuchung von Querschliffen. (DVS 2909-3)

Für die zerstörungsfreie Prüfung (ZfP) existieren verschiedene Methoden, deren Eignung von der zu detektierenden Fehlerart abhängig ist. Als einfachste Form der Qualitätskontrolle kann die visuelle Prüfung der Wulstform und die Maßprüfung der Bauteile erfolgen. Detailliertere Prüfungen sind mit technisch aufwändigeren Verfahren möglich. Dazu enthält Tabelle 2.1 eine Auflistung, inwiefern verschiedene ZfP-Verfahren zur Detektion innerer sowie randnaher Fehler geeignet sind. Zusätzlich zu den herkömmlichen Prüfverfahren wurden auch die visuelle Kontrolle und die Überwachung der Prozessgrößen berücksichtigt, da eine deutliche Abweichung der Wulstform oder ein veränderter Prozessablauf ebenfalls auf ein mangelhaftes Schweißergebnis hindeuten können.

Es wird deutlich, dass bei der Auswahl des geeigneten ZfP-Verfahrens die vermutete Position der Defekte entscheidend ist: Kleine, oberflächennahe Fehler erfordern spezielle Verfahren, wie die Farbeindringprüfung, die Streuflussprüfung mittels Magnetpulver oder die Wirbelstromprüfung. Für deren Anwendung muss jedoch zuvor der Wulst entfernt werden. Außerdem kann mit Hilfe

2 Grundlagen und Stand der Forschung

des Spannungsabfalls zwischen zwei Potentialsonden die Tiefe eines Oberflächenrisses bestimmt werden. (DEUTSCH ET AL. 1997, DVS 2909-3)

Die Röntgenprüfung ist hingegen prinzipiell zur Detektion innerer Fehler geeignet. Nach DEUTSCH ET AL. (1997) ist diese jedoch für dicke Werkstücke sowie zur Rissprüfung schlecht einsetzbar und findet i. d. R. keine Anwendung beim RRS.

Prüfmethode	Zugrundeliegender Effekt	Zur Oberfläche geöffnete Fehler	Fehler im Inneren	Erfassung von Fehlgestalt und -lage	In-situ-Anwendung
Visuell	Abweichung der Wulstform	○	○	○	○
Röntgen	werkstoffabhängige Absorption	○	○	○	k. A.
Streuflussprüfung	Streuflussbildung an Oberfläche	●	○	○	○
Potentialsonde	Spannungsabfall zwischen Sonden	●	○	◐	○
Farbeindringverfahren	Kapillarwirkung	●	○	◐	○
Überwachung der Prozessgrößen	Abweichung vom Referenzverlauf	○	◐	○	●
Ultraschall konventionell	Reflexion an Grenzflächen	○	◐	◐	k. A.
Ultraschall Phased-Array	Reflexion an Grenzflächen	○	●	●	k. A.

Erfüllungsgrad bezüglich der Anforderungen: ○ gering ◐ mittel ● hoch

Tabelle 2.1: Eignung verschiedener zerstörungsfreier Prüfverfahren zur Fehlerdetektion beim Rotationsreibschweißen (in Anlehnung an BAUCH 1982, BETHLEHEM 1984A, NEUMANN & SCHOBBER 1991, DEUTSCH ET AL. 1997, DVS 2909-3)

Weit verbreitet ist stattdessen die Prüfung mit Ultraschall (US), die laut DVS 2909-3 frühestens 48 Stunden nach dem Reibschweißprozess durchgeführt wer-

den soll, da auch nach der eigentlichen Schweißung noch Fehler entstehen können. ADAMS & TAYLOR (1969) führten Untersuchungen zur US-Prüfung von artgleichen Zirkalloy-Verbindungen und von Mischverbindungen von hochlegiertem Stahl mit Baustahl sowie mit Zirkalloy durch. An den artgleichen Verbindungen sowie den Stahl-Stahl-Mischverbindungen konnten dabei Oxide und Risse detektiert werden. Defekte im Randbereich der Proben waren schlecht erkennbar, da auch von den Außenflächen selbst Reflexionen hervorgerufen wurden. Die Stoßfläche von Zirkalloy zu Stahl rief aufgrund von Unterschieden in der akustischen Impedanz auch bei guten Verbindungen ein Echo hervor, weshalb die US-Prüfung hierfür nicht geeignet war bzw. ist. Schlechte Erkennbarkeit in Randbereichen reibgeschweißter Rohre und Vollwellen stellte auch TUTZSCHKY (1980) fest, weshalb für eine Untersuchung dieser Zonen die Erhöhung der Verstärkung der Messsignale empfohlen wurde.

DREWS & SCHMIDT (1980) beschreiben die US-Prüfung reibgeschweißter Wellen aus Ck 35. Dabei wurden die Fügeflächen durch MoS₂ oder Rost künstlich verunreinigt. Nach dem Schweißen war dies ebenso wie Bindefehler und Risse anhand deutlicher Fehlersignale erkennbar.

BAUCH (1982) verglich verschiedene zerstörende und zerstörungsfreie Prüfverfahren hinsichtlich ihrer Anwendungsmöglichkeiten an reibgeschweißten Verbindungen. Der US-Prüfung wurde hierbei gute Eignung zur Detektion von Defekten im Bauteilinneren bescheinigt. Zusätzlich wurde positiv hervorgehoben, dass bei Verwendung von Normalprüfköpfen keine Abarbeitung des Wulsts erforderlich war. Für die Erkennung von Fehlern im Randbereich wurde jedoch der Einsatz der Magnetpulver-, der Potentialsonden- oder der Farbeindringprüfung empfohlen. Die Röntgenprüfung erwies sich als ungeeignet, da sich selbst große Fehler nicht in der Röntgenaufnahme zeigten. Dies wurde mit dem niedrigen Verhältnis von Fehler- zu Probendicke begründet.

SCHIEBOLD ET AL. (1983) untersuchten, ob auch auf rauen Oberflächen eine Ankopplung mit Ultraschallprüfköpfen möglich ist. Dazu wurden Reibschweißbauteile geprüft, deren Stirnseiten nach dem Sägen nicht weiter bearbeitet worden waren. Die Genauigkeit, mit der die Fehlerposition geortet wurde, verschlechterte sich dabei mit der Oberflächenrauheit. Aus dieser Erkenntnis wurde die Anforderung abgeleitet, dass für die gemittelte Rautiefe R_z ein Maximalwert von 40 μm zulässig ist.

2.5 Ultraschall in der Produktprüfung

2.5.1 Allgemeines

Die Ausbreitung von US-Wellen kann durch Fehlstellen in einem Medium beeinflusst werden. Auf Basis dieses Effekts können auch innere Fehler detektiert werden, weshalb die US-Prüfung in zahlreichen Anwendungen zur zerstörungsfreien Prüfung (ZfP) von Werkstücken unterschiedlichster Geometrien und Abmessungen genutzt wird. In den folgenden Abschnitten werden die für diese Arbeit relevanten Grundlagen und Forschungsergebnisse der US-Prüfung beschrieben. Detailliertere Erläuterungen sind in DEUTSCH ET AL. (1997), DEUTSCH (2001), DEUTSCH (2010), KRAUTKRÄMER & KRAUTKRÄMER (1986), SCHIEBOLD (2015) und SCHUSTER ET AL. (2005) zu finden. Auf Basis dieser Quellen wurden die Abschnitte 2.5.2 bis 2.5.4 verfasst.

2.5.2 Physikalische Grundlagen

Schallwellen können sich auf verschiedene Art in einem Medium ausbreiten: Bei Longitudinalwellen erfolgt die Schwingung parallel zur Ausbreitungsrichtung der Welle in Form von Zug- und Druckschwankungen. Im Gegensatz dazu findet bei Transversalwellen die Schwingung senkrecht zur Ausbreitungsrichtung durch periodische Schwankung von Schubspannungen statt. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit von Transversalwellen ist im gleichen Medium geringer als die Geschwindigkeit von Longitudinalwellen. (DEUTSCH ET AL. 1997, KRAUTKRÄMER & KRAUTKRÄMER 1986)

Zusätzlich zu den genannten Wellenarten können noch Mischformen auftreten, im Rahmen dieser Arbeit sind jedoch lediglich longitudinale Wellen relevant. Deshalb wird im Folgenden nur auf die physikalischen Zusammenhänge eingegangen, die für die Prüfung mit longitudinalen Schallwellen von Bedeutung sind.

Wellenlänge

Die Wellenlänge ist eine Funktion der Schallgeschwindigkeit v_s und der Ultraschallfrequenz f_s :

$$\lambda_S = \frac{v_s}{f_s} \quad (2.1)$$

Während die Ultraschallfrequenz durch die Prüfperson vorgegeben wird, ist die Schallgeschwindigkeit abhängig vom Übertragungsmedium. Für Stahl beträgt die Schallgeschwindigkeit einer Longitudinalwelle v_L bei Raumtemperatur ca. 5930 m/s. Abweichungen von diesem Wert sind i. d. R. geringer als 5 % und können durch Legierungselemente, die Wärmebehandlung oder durch Kaltverformung hervorgerufen werden. (KRAUTKRÄMER & KRAUTKRÄMER 1986)

Schallfeld

Zur Erzeugung von Ultraschall werden in der zerstörungsfreien Prüfung piezoelektrische Wandler verwendet, die in der Regel kreis- oder rechteckförmige Querschnitte aufweisen. Von diesen Schwingern gehen in jedem Punkt Kugelwellen nach dem Huygens'schen Prinzip aus, die sich im entstehenden Schallfeld überlagern. Wie aus Abbildung 2.6 hervorgeht, kann dieses näherungsweise in zwei Bereiche unterteilt werden. Ausgehend von einem Schwinger des Durchmessers D_S tritt im Nahfeld eine Serie von Minima und Maxima des Schalldrucks auf, bis die Nahfeldlänge N erreicht ist. Überschreitet der Abstand s_A zum Schwinger die Nahfeldlänge, so beginnt im sogenannten Fernfeld die Aufweitung des Schallbündels.

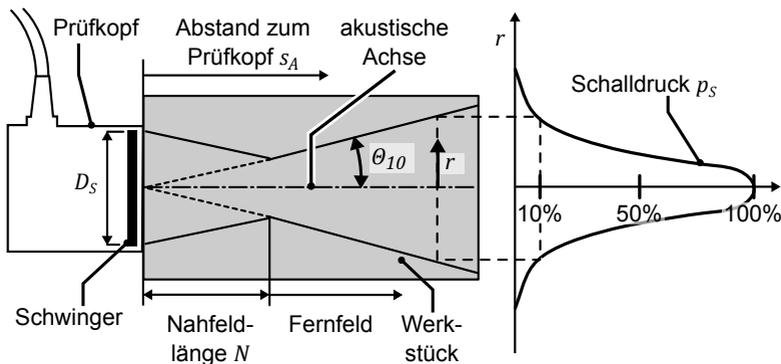


Abbildung 2.6: Ausbildung des Schallfelds eines kreisförmigen Schwingers im Werkstück und Verlauf des Schalldrucks p_s im Fernfeld senkrecht zur akustischen Achse (in Anlehnung an DEUTSCH 2010)

Dadurch verteilt sich die Energie des Schallbündels mit wachsender Entfernung auf eine größere Fläche, weshalb sich der Schalldruck im Fernfeld proportional

2 Grundlagen und Stand der Forschung

zu $1/s_A$ reduziert. Zusätzlich ist durch den Divergenzwinkel θ_{10} ein gerader Kreiskegel definiert, der koaxial zur akustischen Achse verläuft. Bei konstantem Prüfkopfabstand s_A beträgt der Schalldruck auf dem Kegelmantel nur noch 10 % des Werts auf der akustischen Achse. (ANDERSON 2014, DEUTSCH ET AL. 1997, KRAUTKRÄMER & KRAUTKRÄMER 1986, SCHIEBOLD 2015)

Nahfeldlänge und Divergenzwinkel

Sowohl die Nahfeldlänge als auch der Divergenzwinkel berechnen sich aus dem Schwingerdurchmesser D_S sowie der Wellenlänge λ_S . Hierbei gilt für die Nahfeldlänge N :

$$N = \frac{D_S^2}{4 \cdot \lambda_S} \quad (2.2)$$

Der zugehörige Divergenzwinkel θ_{10} , bei dem 10 % bzw. -20 dB des Schalldrucks der akustischen Achse vorliegt, ist durch

$$\sin \theta_{10} = 1,09 \cdot \frac{\lambda_S}{D_S} \quad (2.3)$$

gegeben. Demnach führen große Schwingerdurchmesser zu längeren Nahfeldern. Außerdem ist die anschließende Divergenz des Fernfelds geringer.

(KRAUTKRÄMER & KRAUTKRÄMER 1986, DEUTSCH ET AL. 1997)

Schallschwächung

In einem homogenen Medium verringert sich der Schalldruck mit wachsendem Abstand zum Prüfkopf stärker, als es durch den Divergenzwinkel erklärbar ist. Ursache hierfür ist die zusätzlich auftretende Schallschwächung. Diese resultiert aus der Absorption, welche die weitestgehende Umwandlung von Schallenergie in Wärme nach sich zieht. Außerdem werden Schallwellen z. B. an Korngrenzen in Metallen oder an Graphitkörnern in Gusseisen gestreut. (KRAUTKRÄMER & KRAUTKRÄMER 1986, DEUTSCH ET AL. 1997)

Der Einfluss der Streuung ist i. d. R. vernachlässigbar, wenn die Korngröße geringer als 1 % der Wellenlänge ist. Beträgt die Korngröße jedoch 10 % bis 100 % der Wellenlänge, kann die Messung stark gestört oder gar verhindert werden. Die Streuung wächst mit der Ultraschallfrequenz und kann nicht durch höhere Leistungen, sondern nur durch niedrigere Prüffrequenzen verringert werden. (KRAUTKRÄMER & KRAUTKRÄMER 1986)

Akustische Impedanz und Durchlässigkeits- bzw. Reflexionsfaktor

Trifft eine Schallwelle mit dem Druck p_E senkrecht auf die Grenzfläche zweier unterschiedlicher Medien, so wird ein Teil der Welle reflektiert, während ein weiterer Teil in das zweite Medium übergeht. Die Beträge der jeweiligen Anteile werden durch die akustischen Impedanzen Z_i der Medien bestimmt, welche durch das Produkt aus der Dichte ρ_i und der Schallgeschwindigkeit $v_{S i}$ gegeben sind:

$$Z_i = \rho_i \cdot v_{S i} \quad (2.4)$$

mit i : Index des Mediums

Aus den Impedanzen Z_1 und Z_2 der Medien kann im Anschluss der Durchlässigkeitsfaktor D_F berechnet werden:

$$D_F = \frac{2 \cdot Z_2}{Z_1 + Z_2} \quad (2.5)$$

Der Schalldruck der Welle, welche in das zweite Medium übergeht, ist damit durch $p_D = D_F \cdot p_E$ gegeben.

Praktische Anwendung

Je nach Prüfaufgabe kann in der Praxis zwischen verschiedenen Prüfanordnungen gewählt werden. Dabei ist zwischen Reflexions- und Durchschallungsverfahren zu unterscheiden. Das Reflexions- bzw. Impuls-Echo-Verfahren basiert auf der Erfassung von Signalen, die an Grenzflächen abgelenkt werden. In der Durchschallungstechnik dient die Stärke des empfangenen Signals als Gütekriterium. Bei beiden Verfahren kann mit einem Prüfkopf sowohl gesendet als auch empfangen werden. Es besteht jedoch auch die Möglichkeit, hierfür zwei getrennte Prüfköpfe einzusetzen. Am häufigsten wird das Reflexionsverfahren eingesetzt, da es besser zur Detektion kleiner Fehler geeignet ist. Außerdem enthält das Prüfergebnis als zusätzliche Information den Abstand des Fehlers zum Prüfkopf. (DIN EN ISO 16810, DEUTSCH ET AL. 1997)

Da ein Luftspalt zwischen Prüfkopf und Werkstück den Übergang von Schall verhindern würde, müssen hier entweder flexible Materialien, geeignete Fette, Flüssigkeiten oder spezielle Koppelmittel eingebracht werden. (DEUTSCH ET AL. 1997)

Die Detektierbarkeit von Fehlstellen hängt von verschiedenen Faktoren ab, die für die Auswahl des Prüfkopfs sowie dessen Anordnung entscheidend sind. Grundvoraussetzung ist, dass sich die akustischen Impedanzen von Fehler und

2 Grundlagen und Stand der Forschung

Grundwerkstoff unterscheiden, sodass Schall reflektiert wird. Außerdem muss die Fehlstelle eine Mindestgröße aufweisen. Diese liegt bei mindestens 20 % der Wellenlänge λ_S , kann jedoch auch höhere Werte annehmen. Des Weiteren muss ein ausreichender Betrag der Schallenergie zum Empfänger reflektiert werden, sodass sich das Signal deutlich vom Grundrauschen unterscheidet. Hierzu ist es wichtig, dass die Fehlstelle möglichst senkrecht angeschallt wird. Bereits wenn die Ausbreitungsrichtung der Wellen um 1° von der Senkrechten abweicht, reduziert sich der Betrag des am Prüfkopf ankommenden Signals deutlich. (DEUTSCH ET AL. 1997)

Zusätzlich hat auch die Position des Defekts im Schallfeld bzw. die Geometrie des Schallfelds Einfluss auf die Möglichkeit zur Fehlerdetektion. Im Fernfeld sind Fehlstellen mit wachsendem Abstand zum Prüfkopf schlechter auffindbar, da durch die Divergenz des Schalls auch der Schalldruck kontinuierlich abnimmt. (DIN EN ISO 16810, DEUTSCH ET AL. 1997, SCHIEBOLD 2015)

2.5.3 Ultraschallprüfung an heißen Metallen

Herkömmliche Prüfköpfe können maximal bei Werkstücktemperaturen von 80°C eingesetzt werden. Bei höheren Temperaturen wird der Prüfkopf durch die Auflösung seiner Klebverbindungen beschädigt. Mit Hilfe von speziellen Materialien oder integrierten Kühlkanälen können jedoch auch bis zu 1000°C heiße Werkstücke untersucht werden. (SCHIEBOLD 2015)

Zusätzlich muss berücksichtigt werden, dass sich die Schallgeschwindigkeit mit steigender Temperatur reduziert. LANTUKH ET AL. (1979) stellten hierzu in Untersuchungen an verschiedenen Stählen (1Kh18N-10T, ShKh15, St3) fest, dass bei Erwärmung von Raumtemperatur auf 1000°C die longitudinale Schallgeschwindigkeit annähernd linear um 9 bis 13 % abfiel (s. Abbildung 2.7). Außerdem ergab sich eine schlechtere Erkennbarkeit von Fehlern, da deren Signale bei 1000°C je nach verwendetem Stahl um 18 bis 25 dB schwächer waren als bei Raumtemperatur.

KURZ & LUX (1969) führten Messungen bis zu 1800°C durch, wodurch auch der Einfluss des Übergangs von der festen in die flüssige Phase auf die longitudinale Schallgeschwindigkeit quantifiziert werden konnte. In Untersuchungen an technisch reinem Eisen sowie legierten Stählen konnte ein abrupter Abfall der Schallgeschwindigkeit zwischen Solidus- und Liquidus-Temperatur festge-

stellt werden. Aus dem Vergleich der Ergebnisse für verschiedene Stähle wurde außerdem die Schlussfolgerung gezogen, dass die Schallgeschwindigkeit im austenitisierten Zustand mit dem Anteil an Legierungselementen steigt.

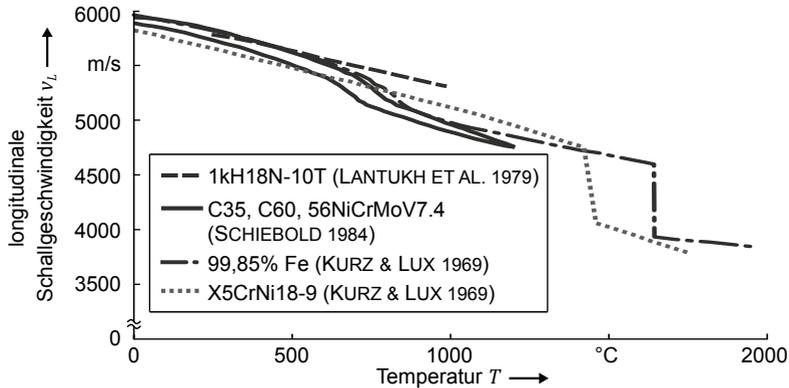


Abbildung 2.7: Temperaturabhängige Schallgeschwindigkeit für reines Eisen und verschiedene legierte Stähle (MORGNER ET AL. 1987, KURZ & LUX 1969, LANTUKH ET AL. 1979)

In SCHIEBOLD (1984) und MORGNER ET AL. (1987) ist zudem dokumentiert, dass sich die Schallgeschwindigkeit bei Aufheizung und anschließender Abkühlung hystereseartig verhält. Außerdem wird der Kurvenverlauf durch die Umwandlung von α - in γ -Eisen beeinflusst. Die Abweichungen zwischen dem Gesenkstahl 56NiCrMoV7.4 und den Vergütungsstählen C35 sowie C60 waren in den Experimenten geringer als 1%. Deshalb erfolgte eine gemittelte Darstellung der Messdaten, welche in Abbildung 2.7 übernommen wurde.

2.5.4 Phased-Array-Prüfsysteme

Aufbau und Funktionsweise

Phased-Array- oder Gruppenstrahler-Prüfköpfe bestehen aus einzelnen Schwingern bzw. Elementen, die getrennt angesteuert werden können. Durch die Überlagerung der Schallimpulse ergibt sich eine Wellenfront, deren Gestalt und Ausbreitungsrichtung durch gezielte Auslösung der jeweiligen Elemente gesteuert werden kann (s. Abbildung 2.8).

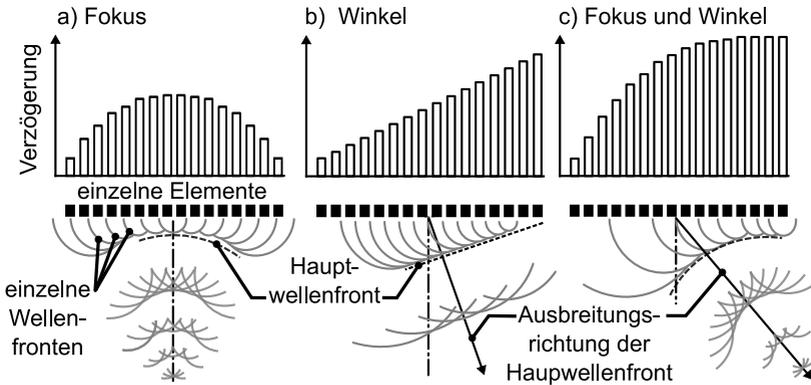


Abbildung 2.8: Prinzip der Steuerung des Schallfelds eines Phased-Array-Prüfkopfs durch verzögerte Erregung einzelner Elemente (in Anlehnung an GINZEL 2013)

Diese zusätzliche Flexibilität ermöglicht auch die Prüfung an Positionen, die mit konventionellen Systemen nicht oder schwer zugänglich wären. Durch die Fokussierung kritischer Bereiche kann der Schalldruck dort erhöht werden. Eine Veränderung der Ausbreitungsrichtung der Wellenfront führt außerdem dazu, dass der Schall mit unterschiedlichen Winkeln auf einen Reflektor trifft. Dadurch erhöht sich die Wahrscheinlichkeit der Detektion von kleinen oder ungünstig orientierten Fehlstellen. (ANDERSON 2014, DIN EN 16018, GINZEL 2013, SCHIEBOLD 2015, OLYMPUS NDT 2007)

Phased-Array-Prüfköpfe können unterschiedlichst aufgebaut sein. Am weitesten verbreitet ist die 1-D- bzw. Linear-Array-Bauweise, in der die Elemente reihenförmig angeordnet sind (s. Abbildung 2.9). In der sogenannten aktiven Ebene kann das Schallfeld somit beeinflusst werden, während seine Gestalt in der passiven Ebene von der Form der Schwinger abhängt. Die Geometrie von Linear-Prüfköpfen wird durch den Elementabstand p^2 , die Elementbreite w sowie die Lücke zwischen den Elementen g charakterisiert. Zusätzlich resultiert die gesamte aktive Länge L aus der Apertur, d. h. der Anzahl der pro Salve verwendeten Elemente. (DRINKWATER & WILCOX 2006, OLYMPUS NDT 2007, GINZEL 2013)

² engl.: pitch

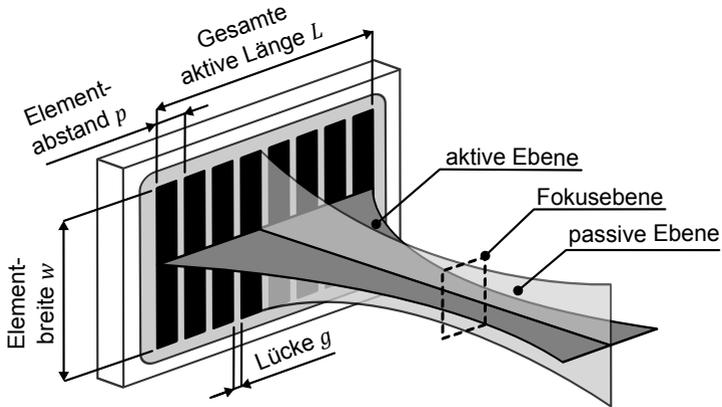


Abbildung 2.9: Linear-Prüfkopf mit fokussiertem Schallbündel (in Anlehnung an MOONEY & WILSON 1994)

Darstellung der Messergebnisse

Im Vergleich zur konventionellen Ultraschallprüfung liefert die Anwendung von Phased-Array-Geräten zahlreiche weitere Informationen. Wird ein Linearprüfkopf über ein Werkstück bewegt, so lassen sich die eigentlich zweidimensionalen Messdaten um eine dritte Dimension erweitern. Die entstehenden Datensätze können unterschiedlich visualisiert werden. Im Folgenden werden die für diese Arbeit relevanten Darstellungsarten erläutert.

Im A-Bild wird die Amplitude des Echos über den Abstand zum Prüfkopf dargestellt. Der zurückgelegte Weg wird berechnet, indem die Laufzeit der eingebrachten Schallimpulse mit der angenommenen Schallgeschwindigkeit im Prüfmedium multipliziert wird (s. Abbildung 2.10). Fehlstellen werden somit anhand einer höheren Signalamplitude und ihres Abstands zum Prüfkopf erkennbar. Im Gegensatz zu den folgenden Darstellungsarten dient das A-Bild auch zur Visualisierung der Messergebnisse konventioneller Prüfköpfe. (GINZEL 2013, SCHIEBOLD 2015)

In Erweiterung dazu wird das S-Bild durch die Darstellung aneinandergereihter A-Bilder erstellt. Dadurch werden zusätzlich zu den Abständen der Fehler zum Prüfkopf auch die Fehlerpositionen in einer weiteren räumlichen Dimension ersichtlich. Über eine Farbkodierung kann zusätzlich auf die Stärke der Signale rückgeschlossen werden, die aus dem Prüfbereich reflektiert werden. In Abbil-

2 Grundlagen und Stand der Forschung

dung 2.10 wurde der Ursprung starker Reflexionen rot dargestellt. Dahingegen sind diejenigen Bereiche, die die Schallausbreitung nur unwesentlich behindern, dunkelblau markiert. (OLYMPUS NDT 2007, GINZEL 2013, ANDERSON 2014).

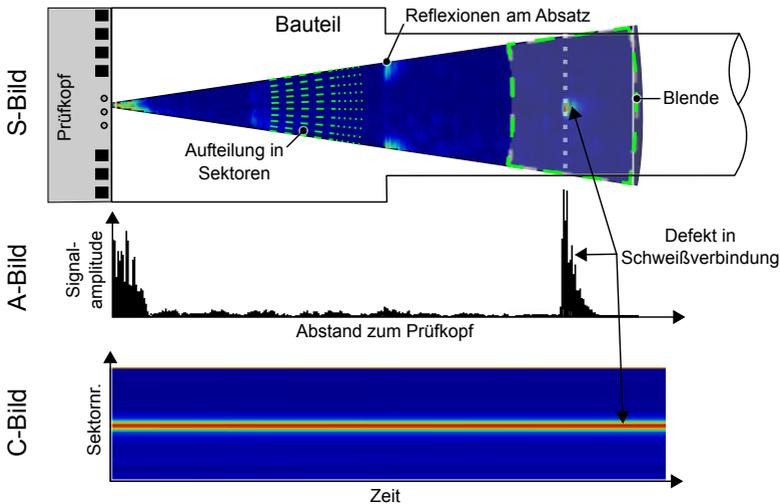


Abbildung 2.10: Gezielte Aufweitung des Schallfelds im S-Bild sowie Darstellung eines Defekts in einer Schweißverbindung: Momentaufnahme im S-Bild und im A-Bild sowie transiente Darstellung im C-Bild

Mit Hilfe des C-Bildes werden Prüfdaten visualisiert, die unter fortlaufender Verschiebung des Prüfkopfs oder des Werkstücks erfasst wurden. Unter Verwendung eines Weggebers können den einzelnen Datensätzen genaue Positionen zugeordnet werden. Wird kein Weggeber eingesetzt, ist wie in Abbildung 2.10 auch eine Visualisierung bezüglich der Prüfzeit möglich. Das C-Bild wird dabei zu jedem Zeitpunkt aus dem zugehörigen S-Bild erstellt. Anstatt einer Momentaufnahme in zwei räumlichen Dimensionen entsteht dadurch eine Darstellung über Raum und Zeit. Die S-Bilder werden dazu in Sektoren unterteilt, deren Signale im Bereich einer Blende aufsummiert werden. Im gewählten Beispiel wird deshalb der mittige Fehler im Bereich der Blende noch erfasst, während die Reflexionen am Absatz der Welle nicht ins C-Bild eingehen. Da sich das S-Bild nicht über die Zeit änderte, ist auch im C-Bild keine Veränderung des Fehler-signals über die Zeit erkennbar. (GINZEL 2013, ANDERSON 2014, SCHIEBOLD 2015)

2.6 Simulation des Rotationsreibschweißens

2.6.1 Allgemeines

Das RRS weist zahlreiche Prozessgrößen auf, die nicht oder nur schwierig messbar sind. Dazu zählen beispielsweise das Temperaturfeld und die Spannungen im Bereich der Stoßflächen sowie die auftretenden Umformgrade und -raten. Gleichzeitig können Versuche zur Parameterbestimmung sehr aufwändig und kostenintensiv sein. Dies ist unter anderem der Fall, wenn große Bauteile und hochwertige Werkstoffe eingesetzt werden, wenn die Schweißaufgabe eine Optimierung der Wulstform erfordert oder wenn aufgrund hoher Drehmomente die Gefahr einer Überlastung der Anlagentechnik besteht. Deshalb finden sich in der Literatur verschiedene Ansätze zur Simulation des RRS, die auf eine Steigerung des Prozessverständnisses oder die Vorhersage bzw. Optimierung des Prozessergebnisses abzielen.

In BACHMANN (1984) wurde ein analytischer Ansatz verwendet, der auf einer Abschätzung der Wärmeanteile basierte, die in den Wulst bzw. in das Werkstück abgeführt oder die über die Werkstückoberfläche abgestrahlt wurden. Nach der Kalibrierung des Modells konnte der Drehmoment-Zeit-Verlauf einer kontinuierlichen Reibschweißung für unterschiedliche Geometrien vorhergesagt werden. Auch in TREPTE (1986) wurde ein analytisches Modell eingesetzt, um auf den Verlauf von Prozessgrößen rückschließen zu können. Dabei war insbesondere die Berechnung der auftretenden Temperaturen sowie der Umformgrade und -raten relevant. Anhand der erarbeiteten Zusammenhänge zeigte sich, dass die Temperatur während des Schweißens mit der Druckspannung steigt. Allerdings wurde die Schmelztemperatur der Werkstoffe auch bei höheren Drücken und Relativgeschwindigkeiten nicht überschritten.

Zudem wurden verschiedene Modelle entwickelt, die anhand der Finite-Elemente-Methode (FEM) eine umfassendere Beschreibung der Prozessphänomene ermöglichen sollten. Dabei besteht jedoch die Herausforderung, dass das Fließverhalten des Werkstoffs sowie die auftretenden Reibphänomene über einen breiten Temperaturbereich beschrieben werden müssen. Die Ursache hierfür liegt darin, dass die Erwärmung der Stoßflächen durch Reibung und die daraus resultierende Entfestigung des Materials wesentliche Vorgänge beim RRS darstellen (vgl. Abschnitt 2.2.1). Hinsichtlich der Modellierung dieser Aspekte

sind in der Literatur unterschiedliche Ansätze dokumentiert, auf welche in den folgenden Abschnitten eingegangen wird.

2.6.2 Beschreibung des Fließverhaltens

Die Simulation des RRS wird dadurch erschwert, dass die Fließkurven der verwendeten Werkstoffe i. d. R. nicht bis zu ausreichend hohen Temperaturen bekannt sind. Auch Experimente zu deren Bestimmung sind nur mit speziellen Messaufbauten möglich und mit großem Aufwand verbunden. BENNETT ET AL. (2011) verwendeten zur Finite-Elemente-Simulation des SRS von Inconel 718 die Materialdatenbank der Software DEFORM-2D, sodass die Fließspannung abhängig von Temperatur, Dehnung und Dehnrate war. Sofern sich eine der Größen außerhalb des definierten Bereichs befand, wurden die Daten linear extrapoliert. Das Modell wurde in BENNETT ET AL. (2013) auf Mischverbindungen erweitert, wobei das plastische Materialverhalten der Werkstoffe in Stauchversuchen ermittelt wurde. Es fand ebenfalls eine Extrapolation auf Werte außerhalb des Bereichs der Stauchversuche statt, um eine stabile Lösung zu ermöglichen. Auch das FE-Modell von GRANT ET AL. (2009) basiert auf experimentell ermittelten Fließspannungen, die in Druckversuchen ermittelt wurden.

Außerdem werden in der Literatur verschiedene Ansätze beschrieben, mit deren Hilfe das Fließverhalten der verwendeten Werkstoffe abgeschätzt und an bestehende Messdaten angepasst wurde. Dadurch konnte die Extrapolation der Materialdaten unter Berücksichtigung spezieller Annahmen oder Phänomene durchgeführt werden.

Hierzu werden im Folgenden verschiedene Quellen aufgeführt, in denen für einige Größen unterschiedliche Notationen verwendet wurden. Um die Nachvollziehbarkeit zu erleichtern, wird die Schreibweise im Rahmen dieser Arbeit vereinheitlicht. Vor der Beschreibung der eigentlichen Materialgesetze ist zunächst die Definition grundlegender Begriffe erforderlich. Hierbei werden Tensoren bzw. Matrizen fettgedruckt und Skalare normal dargestellt.

Der symmetrische Cauchy-Spannungstensor σ setzt sich aus den Normalspannungen σ_{xx} , σ_{yy} und σ_{zz} sowie den Schubspannungen τ_{xy} , τ_{xz} und τ_{yz} zusam-

men (GROSS ET AL. 2009):

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

Bei Verwendung der Indexnotation werden die Komponenten von $\boldsymbol{\sigma}$ stattdessen durch σ_{ij} bezeichnet (mit $i, j = 1, 2, 3$). Anhand der Indizes bleibt weiterhin erkennbar, ob eine Normal- oder eine Schubspannung vorliegt ($i = j$ bzw. $i \neq j$):

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

Der Verzerrungstensor $\boldsymbol{\epsilon}$ wird aus den Dehnungen ϵ_{ii} und den Gleitungen γ_{ij} bzw. den halben Gleitungen $\epsilon_{ij} = \gamma_{ij}/2$ gebildet (mit $i \neq j$):

$$\boldsymbol{\epsilon} = \begin{bmatrix} \epsilon_x & \frac{1}{2}\gamma_{xy} & \frac{1}{2}\gamma_{xz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{yx} & \epsilon_y & \frac{1}{2}\gamma_{yz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{zx} & \frac{1}{2}\gamma_{zy} & \epsilon_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \epsilon_{xx} & \epsilon_{xy} & \epsilon_{xz} \\ \epsilon_{xy} & \epsilon_{yy} & \epsilon_{xy} \\ \epsilon_{xz} & \epsilon_{xy} & \epsilon_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \epsilon_{11} & \epsilon_{12} & \epsilon_{13} \\ \epsilon_{21} & \epsilon_{22} & \epsilon_{23} \\ \epsilon_{31} & \epsilon_{32} & \epsilon_{33} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Die mittlere Normalspannung σ_m ist durch den Mittelwert der Spur des Spannungstensors $sp(\boldsymbol{\sigma})$ gegeben:

$$\sigma_m = \frac{sp(\boldsymbol{\sigma})}{3} = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \quad (2.9)$$

Im Anschluss ergeben sich die Komponenten des deviatorischen Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}^{dev}$ durch Subtraktion des Kugeltensors $\mathbf{E} \cdot \sigma_m$ vom Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$ zu

$$\boldsymbol{\sigma}^{dev} = \boldsymbol{\sigma} - \mathbf{E} \cdot \sigma_m \quad (2.10)$$

Dabei lautet die Einheitsmatrix \mathbf{E} :

$$\mathbf{E} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

Analog zu den Gleichungen (2.9) und (2.10) können aus dem Verzerrungstensor $\boldsymbol{\epsilon}$ auch die mittlere Dehnung ϵ_m und der Deviator der Verzerrungen $\boldsymbol{\epsilon}^{dev}$

2 Grundlagen und Stand der Forschung

berechnet werden. Zudem gilt für den Tensor der Verzerrungsgeschwindigkeiten $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}$ bzw. dessen Deviator $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{dev}$:

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}} = \frac{\delta}{\delta t} \boldsymbol{\epsilon} \text{ bzw. } \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{dev} = \frac{\delta}{\delta t} \boldsymbol{\epsilon}^{dev} \quad (2.12)$$

Innerhalb der Programmierung kann es von Vorteil sein, auch die einzelnen Elemente der Tensoren in Index-Notation darzustellen. Dadurch lautet z. B. Gleichung (2.10) wie folgt:

$$\sigma_{ij}^{dev} = \sigma_{ij} - \sigma_m \cdot \delta_{ij} \quad (2.13)$$

Hierbei gilt für das Kronecker-Symbol δ_{ij} (ALTENBACH 2012):

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{für } i = j \\ 0 & \text{für } i \neq j \end{cases} \text{ mit } i, j = 1, 2, 3 \quad (2.14)$$

MOAL & MASSONI (1995) verwendeten zur Simulation des SRS der Nickelbasislegierung NK17CDAT ein temperatur- und ratenabhängiges Norton-Hoff-Gesetz, wobei elastische Verformungen vernachlässigt wurden. Das plastische Werkstoffverhalten wurde durch den Zusammenhang zwischen dem Spannungsdeviator $\boldsymbol{\sigma}^{dev}$, der Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM}$ und dem Deviator der Verzerrungsgeschwindigkeiten $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{dev}$ in der Gleichung

$$\sigma_{ij}^{dev} = 2 \cdot K (\sqrt{3} \dot{\epsilon}_{vM})^{m-1} \cdot \dot{\epsilon}_{ij}^{dev} \quad (2.15)$$

repräsentiert. Die Koeffizienten K und m wurden dabei als Funktion der Temperatur an die Ergebnisse von Hochtemperatur- und Hochgeschwindigkeits-Torsionsversuchen angepasst. D'ALVISE (2002) erweiterte ein Norton-Hoff-Gesetz um elastisches Materialverhalten und nutzte es zur Simulation des SRS von artgleichen Verbindungen und von Mischverbindungen.

LEE ET AL. (2001) verwendeten zur Modellierung des SRS ein Konstitutivgesetz, in dem die Komponenten des Spannungsdeviators durch die Verzerrungsgeschwindigkeiten $\dot{\epsilon}_{ij}^{dev}$, die Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM}$ und die Vergleichsspannung σ_{vM} bestimmt wurden und der Gleichung

$$\sigma_{ij}^{dev} = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_{vM}}{\dot{\epsilon}_{vM}} \cdot \dot{\epsilon}_{ij}^{dev} \quad (2.16)$$

genügen mussten. Für die zugehörige Fließspannung σ_F wurde durch den Ausdruck

$$\sigma_F = k \cdot \dot{\epsilon}^m \quad (2.17)$$

dehnratenabhängige Verfestigung angenommen, wozu die Koeffizienten k und m an den verwendeten Werkstoff angepasst wurden.

In YANG (2010) wurde zur Finite-Elemente-Simulation des SRS das Fließverhalten der Nickelbasislegierung IN718 durch ein sogenanntes λ -Modell nachgebildet. Dabei wurde die Fließspannung σ_F über den Ausdruck

$$\sigma_F = k_\lambda \cdot Z^m [\lambda_L^n - \exp(-\beta \cdot \epsilon_{vM})] \quad (2.18)$$

mit den Materialkonstanten m , n und β sowie der Vergleichsdehnung ϵ_{vM} und dem Skalierungsfaktor k_λ verbunden. Die Abhängigkeit der Fließspannung von der Temperatur T und der Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM}$ wurde über den Zener-Hollomon-Parameter Z berücksichtigt:

$$Z = \dot{\epsilon}_{vM} \cdot \exp(Q/[RT]) \quad (2.19)$$

Somit wurde Z durch die Gaskonstante R und die Aktivierungsenergie Q sowie die Temperatur T bestimmt. Der Einfluss der Vergleichsdehnung ϵ_{vM} wurde in Gleichung (2.18) zusätzlich über den Parameter λ_L mit einbezogen. Dieser war wie folgt definiert:

$$\lambda_L = \lambda_0 \cdot Z^{q_0} + (1 - \lambda_0 \cdot Z^{q_0}) \cdot \exp(-\alpha_L \cdot \epsilon_{vM}) \quad (2.20)$$

Auch hier wurden mit λ_0 , q_0 und α_L zusätzliche werkstoffspezifische Konstanten definiert. Die in Summe neun Konstanten des λ -Modells wurden mittels Messwerten der Fließspannung angepasst, die bis zu Temperaturen von ca. 1100 °C vorlagen.

SCHMICKER ET AL. (2013A) verbanden zur Simulation des KRS ein Nicht-Newtonsches-Carreau-Fluidgesetz mit einem Norton-Bailey-Modell, in welchem der Einfluss der Dehnung vollständig vernachlässigt wurde. Der Zusammenhang zwischen den Tensoren der Spannungen und den Verzerrungsgeschwindigkeiten war dabei durch

$$\sigma_{ij} = \mu_B \cdot sp(\dot{\boldsymbol{\epsilon}}) \delta_{ij} + 2\mu \cdot \dot{\epsilon}_{ij}^{dev} \quad (2.21)$$

gegeben. Die Kompressions-Viskosität μ_B war lediglich notwendig, um numerische Probleme zu vermeiden, da dadurch eine geringfügige Kompressibilität

2 Grundlagen und Stand der Forschung

des Materials ermöglicht wurde. Die Abbildung der plastischen Verformungen fand hingegen über die effektive Viskosität μ statt. Dazu wurde μ in Abhängigkeit der Temperatur T und der Vergleichs-Verzerrungsgeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_{vM}$ variiert, sodass sich μ innerhalb der Viskosität des Festkörpers μ_0 und der Viskosität der Schmelze μ_∞ bewegte:

$$\mu(\dot{\epsilon}_{vM}, T) = \left[1 + \left(\left(\frac{\sigma_0(T)}{3\dot{\epsilon}_0\mu_0} \right)^{\frac{n_{nb}}{1-n_{nb}}} \frac{\dot{\epsilon}_{vM}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^2 \right]^{\frac{1-n_{nb}}{2n_{nb}}} (\mu_0 - \mu_\infty) + \mu_\infty \quad (2.22)$$

Dadurch war es möglich, auch den Übergang zwischen dem Verhalten eines Festkörpers bei niedrigen Temperaturen und dem viskosen Verhalten des erhitzten Werkstoffs zu beschreiben.

Der Festigkeitsreduktion, die in Folge der Erwärmung des Materials auftritt, wurde durch den Verlauf der temperaturabhängigen Referenzfließspannung $\sigma_0(T)$ Rechnung getragen. Diese Referenzfließspannung wurde einer definierten Referenzdehnrate $\dot{\epsilon}_0$ zugeordnet. Somit war die Abhängigkeit der effektiven Viskosität μ von der Temperatur T durch den Verlauf von $\sigma_0(T)$ bestimmt, während der Einfluss der Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM}$ durch den Wert des Norton-Bailey-Koeffizienten n_{nb} beeinflusst wurde. Durch den Zusammenhang

$$\sigma_F = 3 \cdot \mu \cdot \dot{\epsilon}_{vM} \quad (2.23)$$

konnte aus der effektiven Viskosität μ und der jeweiligen Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM}$ die zugehörige Fließspannung berechnet werden (SCHMIDT 2004). Dadurch war ein Vergleich mit experimentell ermittelten Fließkurvenverläufen und eine Anpassung der Koeffizienten von Gleichung (2.22) an bestimmte Werkstoffe möglich.

Die Kalibrierung des Fließkurvenmodells für verschiedene Materialien erforderte somit im Wesentlichen die Angabe der Referenzfließkurve und der Referenzdehnrate sowie des Norton-Bailey-Koeffizienten. Wie zuvor beschrieben, war der Parameter μ_B lediglich für die Verbesserung der Konvergenz relevant. Die Festkörperviskosität μ_0 und die Viskosität der Schmelze μ_∞ bildeten die Grenzfälle des Materialverhaltens bei Raumtemperatur und niedriger Dehnrate bzw. bei Temperaturen um den Schmelzpunkt ab.

Zur Steigerung der Genauigkeit des Modells wurde ein spezieller Versuchsaufbau zur Durchführung von Zugversuchen entwickelt, die annähernd bis zur Schmelztemperatur und bis zu einer Dehnrate von maximal 0,2 /s erfolgen

konnten (SCHMICKER ET AL. 2014A, SCHMICKER ET AL. 2015). Anhand von Messungen an dem Baustahl S355 wurden sowohl für die Referenzfließspannung σ_0 als auch für den Norton-Bailey-Koeffizienten n_{nb} temperaturabhängige Verläufe ermittelt. Somit konnte mit Hilfe des zuvor beschriebenen Zusammenhangs (s. Gleichung (2.22)) die Extrapolation auf höhere Dehnraten erfolgen. Zu vereinfachten Darstellung der Ergebnisse wurde die normierte Temperatur T_N verwendet (SCHMICKER ET AL. 2014A):

$$T_N = \frac{T - T_R}{T_S - T_R} \quad (2.24)$$

Dadurch nimmt T_N bei Raumtemperatur T_R einen Wert von 0 und bei Schmelztemperatur T_S einen Wert von 1 an. Die ermittelte Referenzfließspannung wurde über die normierte Temperatur T_N aufgetragen, sodass drei näherungsweise lineare Bereiche zu erkennen sind. Im Bereich $0 < T_N < 0,3$ nahm die Referenzfließspannung ausgehend von der 0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$ nur geringfügig ab. Im Anschluss war jedoch bis $T_N < 0,7$ eine starke Reduktion zu erkennen, sodass die Referenzfließspannung bei $T_N = 0,7$ bereits geringer als 10 % des Werts bei Raumtemperatur war (s. Abbildung 2.11). Der folgende Bereich weist erneut ein flaches Gefälle auf, bis die Fließspannung nahe der Schmelztemperatur T_S weniger als 1 % von $R_{p0,2}$ beträgt (SCHMICKER ET AL. 2015).

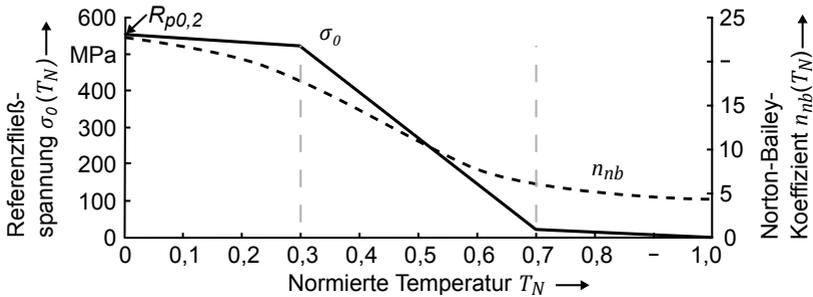


Abbildung 2.11: Vereinfachte Einteilung des Verlaufs der Referenzfließspannung σ_0 und des Norton-Bailey-Koeffizienten n_{nb} in Abhängigkeit von der normierten Temperatur T_N für den Baustahl S355 (in Anlehnung an SCHMICKER ET AL. 2014A)

Die Temperaturabhängigkeit des Norton-Bailey-Koeffizienten n_{nb} wurde durch den Vergleich der Fließspannung mit Messdaten überprüft, die bei anderen Vergleichsdehnraten $\dot{\epsilon}_{vM}$ als der Referenzdehnrates $\dot{\epsilon}_0$ aufgezeichnet worden

2 Grundlagen und Stand der Forschung

waren. Bei näherer Betrachtung von Gleichung (2.22) (S.36) wird deutlich, dass über den Norton-Bailey-Koeffizienten die dehratenabhängige Verfestigung des Werkstoffs gesteuert wird. So führt ein niedriger Wert von n_{nb} zu einem hohen Anstieg der Fließspannung σ_F mit der Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM}$. Aus dem ermittelten Verlauf von n_{nb} wird somit ersichtlich, dass der Einfluss von $\dot{\epsilon}_{vM}$ auf das Fließverhalten mit der Temperatur zunimmt, da n_{nb} bei Raumtemperatur noch einen Wert von ca. 23 aufweist, während bei Schmelztemperatur ein Wert von ca. 5 angestrebt wird.

Dieses Verhalten kann so interpretiert werden, dass mit steigender Temperatur die Verfestigung des Werkstoffs infolge der Verformungsgeschwindigkeit stärker wird. Beispielsweise führt ein Wert von $n_{nb} = 5$ bei einer Referenzdehnrate $\dot{\epsilon}_0 = 0,01/s$, einer Referenzfließspannung $\sigma_0 = 100 \text{ MPa}$ und einer Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM} = 1/s$ zu einer Fließspannung von $\sigma_F = 251 \text{ MPa}$. Würde der Norton-Bailey-Koeffizient hingegen wie bei Raumtemperatur einen Wert von $n_{nb} = 25$ aufweisen, so hätte dies lediglich eine Fließspannung von $\sigma_F = 120 \text{ MPa}$ zur Folge (jeweils mit $\mu_0 = 10^8 \text{ MPa s}$, $\mu_\infty = 0,1 \text{ MPa s}$).

2.6.3 Reibmodelle

Das verwendete Reibmodell ist für die Simulation des RRS von besonderer Relevanz, da die daraus berechneten Schubspannungen eine wesentliche mechanische Randbedingung bilden. Zudem verursachen die Schubspannungen an den Stoßflächen gemeinsam mit der Relativgeschwindigkeit einen Großteil des Wärmeeintrags. Dieser ist für die Entfestigung des Werkstoffs und somit letztlich für dessen charakteristische Verformung verantwortlich (vgl. Abschnitt 2.2.3).

Nach CZICHOS & HABIG (2015) wird das Kontaktverhalten zweier Oberflächen im Wesentlichen durch den Reibzustand bestimmt, der von der Beschaffenheit der Kontaktflächen sowie der Körper selbst abhängt. Beim Kontakt fester Körper entsteht Festkörperreibung, bei der die Anzahl der Mikrokontakte annähernd proportional zur Normalkraft ist. Der Zusammenhang zwischen Reib- und Normalspannung wird durch das Coulombsche Reibgesetz beschrieben (DOEGE & BEHRENS 2010):

$$\tau_{reib} = \eta_0 \cdot p_k \quad (2.25)$$

Hierbei wirkt die Reibschubspannung τ_{reib} der Relativbewegung der Kontaktflächen entgegen. Der Betrag von τ_{reib} ist über den Reibkoeffizienten η_0 linear mit der Kontaktnormalspannung p_k verknüpft. Die Verwendung von Gleichung (2.25) für die Simulation des RRS wird jedoch dadurch erschwert, dass temperatur- und geschwindigkeitsabhängige Messwerte von η_0 noch nicht in den Bereichen vorliegen, die für den Prozess relevant sind. Deshalb existieren verschiedene Ansätze zur Modellierung von η_0 in der Literatur, die im Folgenden beschrieben werden. Dazu wurden die in den Quellen verwendeten Symbole vereinheitlicht, um die Vergleichbarkeit der Formeln zu verbessern. Zudem wurde festgelegt, dass die Reibschubspannung stets der Relativbewegung entgegenwirkt, weshalb das Vorzeichen von τ_{reib} entfallen kann.

LEE ET AL. (2001) verwendeten zur Simulation des SRS ein Norton-Reibgesetz, das in Erweiterung von Gleichung (2.25) einen geschwindigkeitsabhängigen Term beinhaltet:

$$\tau_{reib} = \eta_0 p_k \left[\frac{2}{\pi} \arctan \left(\frac{v_{rel}}{v_0} \right) \right] \quad (2.26)$$

Dabei wurde zwischen τ_{reib} und der Relativgeschwindigkeit der Kontaktflächen v_{rel} ein asymptotischer Zusammenhang angenommen, dessen Verlauf über den Koeffizienten v_0 beeinflusst wurde. Der Einfluss der Materialerwärmung wurde berücksichtigt, indem η_0 temperaturabhängig im Modell hinterlegt wurde.

MOAL & MASSONI (1995) setzten für die Simulation des SRS ein Reibmodell ein, das bei niedrigen Temperaturen Gleichung (2.25) entsprach. Bei höheren Temperaturen wurde hingegen ein Gesetz der Form

$$\tau_{reib} = \alpha p_k g(v_{rel}) \cdot \frac{v_{rel}}{|v_{rel}|} \quad (2.27)$$

verwendet, das neben dem Skalierungsfaktor α die Funktion $g(v_{rel})$ enthielt. Dabei ist $g(v_{rel}) = 1$, wenn die Relativgeschwindigkeit v_{rel} größer als ein festgelegter Wert ist. Bei Unterschreitung dieses Werts wird $g(v_{rel})$ jedoch durch ein Polynom beschrieben. Die Unterscheidung zwischen diesen Teilbereichen war notwendig, da für die Längenverkürzung des untersuchten Prozesses ansonsten ein zu geringer Wert vorhergesagt wurde.

D'ALVISE (2002, S. 116) führte ein Reibmodell ein, welches auf der Annahme basierte, dass unterhalb der Solidustemperatur Coulombsche Reibung vorherrscht, während bei Überschreitung der Liquidustemperatur die Fließspannung σ_F maßgeblich ist:

2 Grundlagen und Stand der Forschung

$$\tau_{reib} = \eta_0(v_{rel}) p_k^{1-r_A} \sigma_F^{r_A} \quad (2.28)$$

Der Parameter r_A diene der Definition des Reibverhaltens im Übergang der Reibzustände. Zudem wurde der geschwindigkeitsabhängige Verlauf der Reibungszahl $\eta_0(v_{rel})$ angepasst, um den Drehzahl-Zeit-Verlauf einer Schwungrad-Reibschweißung mit möglichst geringen Abweichungen vorherzusagen.

BALASUBBRAMANIAN ET AL. (1999) verwendeten in einem rein thermischen Modell des KRS einen Reibkoeffizienten η_0 , der durch den Zusammenhang

$$\eta_0 = \alpha_0 \cdot \left[\frac{T}{T_0} \right]^{\alpha_1} \cdot \left[\frac{p_k}{p_0} \right]^{\alpha_2} \cdot \left[\frac{v_{rel}}{v_k} \right]^{\alpha_3} \quad (2.29)$$

abhängig von Temperatur T , Druck p_k und Relativgeschwindigkeit v_{rel} war. Die Koeffizienten α_0 bis α_3 sowie T_0 , p_0 und v_k wurden so gewählt, dass die simulierten Temperaturverläufe innerhalb eines definierten Parameterfensters mit den experimentell ermittelten Temperaturen des Prozesses korrelierten.

Weitere Ansätze zur Modellierung des Reibverhaltens basieren auf der Annahme, dass die Reibpartner lückenlos durch einen flüssigen Film getrennt werden. Die dann gegebene Flüssigkeitsreibung tritt nach CZICHOS & HABIG (2015) z. B. bei der Relativbewegung zweier paralleler Platten auf, die durch Öl getrennt sind. Sofern die Ausbildung einer einfachen Scherströmung angenommen wird, ergibt sich τ_{reib} durch das Produkt aus der dynamischen Viskosität des Öls μ und der Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ (WITTEL 2011, GROSS ET AL. 2009):

$$\tau_{reib} = \mu \cdot \dot{\gamma}. \quad (2.30)$$

Nach SCHMIDT (2004, S. 68) steht die Schergeschwindigkeit durch

$$\dot{\gamma} = \sqrt{3} \cdot \dot{\epsilon}_{vM} \quad (2.31)$$

in Beziehung zur Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM}$. Mit den Gleichungen (2.23) und (2.31) kann Gleichung (2.30) damit zu

$$\tau_{reib} = \mu \cdot \sqrt{3} \dot{\epsilon}_{vM} = \frac{\sigma_F}{3 \dot{\epsilon}_{vM}} \cdot \sqrt{3} \dot{\epsilon}_{vM} = \frac{\sigma_F}{\sqrt{3}} = \tau_F \quad (2.32)$$

umformuliert werden. Somit wird ersichtlich, dass bei idealer Flüssigkeitsreibung die Reibschubspannung τ_{reib} durch die Scherfestigkeit τ_F begrenzt wird. Diese Limitierung der Reibschubspannung kann deshalb unter der Annahme auf das Rotationsreibschweißen übertragen werden, dass die Festkörperreibung

der kalten Stoßflächen bei starker Plastifizierung der Werkstoffe in Flüssigkeitsreibung übergeht.

PROKOPCZUK ET AL. (2012) verwendeten zur Simulation des SRS des Einsatzstahls 16MnCr5 ein Reibmodell, bei dem abhängig von der Plastifizierung des Materials zwischen verschiedenen Reibzuständen umgeschaltet wurde. Allerdings wird auch erwähnt, dass durch die Umschaltung Konvergenzprobleme entstehen können, die zu erhöhten Rechenzeiten oder dem Abbruch der Berechnung führen.

Zusätzlich existieren Modelle, die keine Kalibrierung bzw. keine Festlegung von Übergangskriterien zwischen Reibzuständen erfordern. Beispielsweise beschreiben DOEGE & BEHRENS (2010) ein Reibmodell für Umformprozesse, das in der Form

$$\tau_{reib} = \tau_F \left[\tanh \left(\frac{\eta_0 \cdot p_k}{\tau_F} \right)^{k_g} \right]^{1/k_g} \quad (2.33)$$

sowohl Festkörper- als auch Flüssigkeitsreibung beinhaltet. Daraus resultiert ein linearer Anstieg der Reibschubspannung mit der Kontaktnormalspannung p_k , der sich bei hohen Werten von p_k bzw. niedrigen Fließspannungen stetig differenzierbar τ_F annähert (s. Abbildung 2.12).

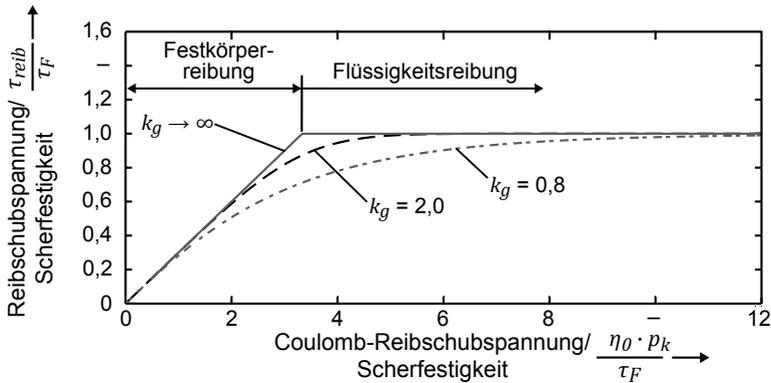


Abbildung 2.12: Begrenzung der Reibschubspannung durch die Scherfestigkeit und glätteter Übergang zwischen Festkörper- und Flüssigkeitsreibung im Reibmodell in Anlehnung an DOEGE & BEHRENS (2010)

Hierbei kann der Übergang zwischen den Reibzuständen über den Betrag des Koeffizienten k_g unterschiedlich stark glättet werden. Niedrige Werte von k_g resultieren in einem sanften Übergang, während hohe Beträge von k_g ein

2 Grundlagen und Stand der Forschung

schnelleres Erreichen reiner Flüssigkeitsreibung im Modell bewirken.

MAEKAWA ET AL. (2001) entwickelten ein ähnliches Modell für Zerspanungsprozesse, welches von SCHMICKER ET AL. (2014A) zur Simulation des RRS von Wellen verwendet wurde. Auch in diesem Modell wird die Reibschubspannung τ_{reib} durch die Fließspannung τ_F begrenzt. Durch die Verwendung einer Exponentialfunktion werden stetige Übergänge ermöglicht, die durch k_g beeinflusst werden können. Mit Hilfe des Faktors R_{reib} kann hierbei die Reduktion der Scherfestigkeit durch Einschlüsse im Grundwerkstoff berücksichtigt werden:

$$\tau_{reib} = \tau_F \cdot R_{reib} \left[1 - \exp\left(-\frac{\eta_0 \cdot p_k}{\tau_F}\right)^{k_g} \right]^{1/k_g} \quad (2.34)$$

Außerdem ist in SCHMICKER ET AL. (2014B) ein Reibmodell dokumentiert, welches neben dem Einfluss der Referenzfließspannung σ_0 auch die Abhängigkeit von τ_{reib} von der Relativgeschwindigkeit v_{rel} beinhaltet:

$$\tau_{reib} = \frac{\sigma_0(T)}{\sqrt{3}} \left(\frac{2 \exp(Z_R)}{1 + \exp(Z_R)} - 1 \right) \quad (2.35)$$

mit

$$Z_R = \frac{2\sqrt{3} \eta(v_{rel}) p_k}{\sigma_F(T)} \quad \text{und} \quad \eta(v_{rel}) = \frac{2\eta_0}{\pi} \arctan\left(\frac{v_{rel}}{a_{reg}}\right) \quad (2.36)$$

Die Anwendung der Gleichungen (2.35) und (2.36) hat zur Folge, dass ähnlich zu Abbildung 2.12 ein stetiger Übergang zwischen Festkörper- und Flüssigkeitsreibung möglich wird. Zudem fällt die Reibschubspannung bei niedrigen Relativgeschwindigkeiten geringer aus. In Abhängigkeit des Parameters a_{reg} nähert sich τ_{reib} erst bei höheren Werten von v_{rel} der Coulomb-Reibschubspannung bzw. der Scherfestigkeit.

Dieses Reibmodell wurde in SCHMICKER (2015) erweitert, um die Veränderung der Scherfestigkeit in Folge der Deformation im Bereich der Scherschicht abschätzen zu können. Dazu wurde die Scherfestigkeit τ_F über folgenden Zusammenhang skaliert:

$$\tau_F = \frac{\sigma_0(T)}{\sqrt{3}} \left(\frac{\dot{\epsilon}_c}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{\frac{1}{n_{nb}(T)}} \quad (2.37)$$

In Abhängigkeit des Parameters $\dot{\epsilon}_c$ sowie des temperaturabhängigen Norton-Bailey-Koeffizienten n_{nb} (vgl. Abschnitt 2.6.2) wird somit der Betrag der Fließ-

spannung beeinflusst. Der Einfluss des Kalibrierparameters $\dot{\epsilon}_c$ wurde anhand eines Modells des kontinuierlichen Rotationsreißschweißens von Wellen untersucht. Dabei hatte eine Steigerung von $\dot{\epsilon}_c$ von 0,001/s auf 0,1/s starken Einfluss auf die Berechnung der Geschwindigkeit der Bauteilverkürzung. Diese variierte um bis zu 300 %, während das berechnete Torsionsmoment sich lediglich um ca. 20 % änderte.

2.7 Zusammenfassung und Handlungsbedarf

In den vorhergehenden Abschnitten wurden die für diese Arbeit relevanten Aspekte der zerstörungsfreien Prüftechnik sowie die Prozessgrundlagen und die Simulation des RRS erläutert. Ein Schwerpunkt dieser Arbeit liegt auf der Detektion und der Vermeidung fehlerhafter Schweißverbindungen. Deshalb wurden im ersten Schritt verschiedene Prüfverfahren hinsichtlich ihrer Eignung zur Anwendung beim RRS bewertet. Darauf aufbauend wurde die Phased-Array-Ultraschallprüfung genauer dargestellt, da diese im Rahmen dieser Arbeit zum Einsatz kam. Bei der Beschreibung des RRS wurden die Prozessgrundlagen sowie der Stand der Forschung im Hinblick auf mögliche Mechanismen der Fehlerentstehung aufbereitet. Die verschiedenen Ansätze zur Simulation des Prozesses wurden dahingehend strukturiert, dass eine Unterteilung anhand der verwendeten Fließ- und Reibgesetze erfolgen konnte.

Abschließend kann festgestellt werden, dass in der Literatur Forschungsergebnisse existieren, welche auf die Beeinträchtigung von Reibschweißverbindungen durch nichtmetallische Einschlüsse hinweisen. Allerdings wurde bisher keine Messmethode beschrieben, anhand derer das Verhalten der Einschlüsse während des Schweißprozesses ausreichend detailliert beobachtet werden kann. Zudem ist nicht bekannt, durch welche physikalischen Feldgrößen die Fehlerentstehung beeinflusst wird. Das derzeitige Prozessverständnis ist demzufolge nicht ausreichend, um fehlerhafte Schweißverbindungen zu vermeiden, die durch nichtmetallische Einschlüsse verursacht werden.

2.8 Vorgehensweise

Um das Prozessverständnis so zu erweitern, dass eine Vermeidung von Verbindungsfehlern möglich wird, wird die in Abbildung 2.13 dargestellte Vorgehens-

2 Grundlagen und Stand der Forschung

weise verfolgt. Dies beinhaltet die Verknüpfung eines theoretischen Ansatzes der Prozessmodellierung mit einem experimentellen Ansatz. Zunächst wird deshalb in Kapitel 3 ein Prozessmodell entwickelt, welches die Analyse physikalischer Feldgrößen erlaubt. Dadurch sollen auch schwer oder nicht messbare Feldgrößen nachvollziehbar werden. Anschließend wird in Kapitel 4 der Aufbau eines Messsystems beschrieben, mit dessen Hilfe die Ausbreitung nichtmetallischer Einschlüsse und die Entstehung von Verbindungsfehlern detailliert dargestellt werden kann. Zudem wird in diesem Kapitel nachgewiesen, dass sich die Messmethode auch zur Detektion weiterer Störungen des Prozesses eignet.

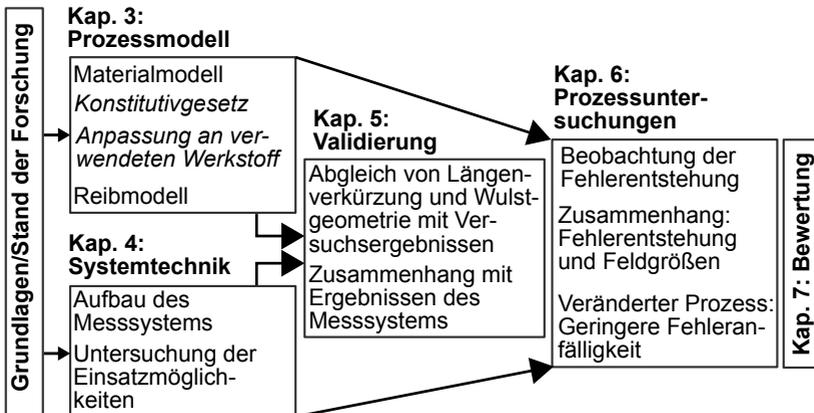


Abbildung 2.13: Vorgehensweise zur Erreichung der Zielsetzung mit Bezug zu den Kapiteln der Arbeit

Daraufhin wird in Kapitel 5 die Validierung des Prozessmodells durch den Vergleich der Wulstgeometrien und der Längenverkürzungen mit experimentellen Ergebnissen beschrieben. Im Rahmen einer Plausibilitätsbetrachtung werden zudem die Schlussfolgerungen überprüft, die in Kapitel 4 aus den Ergebnissen des Messsystems gezogen werden. Dazu erfolgt die Auswertung relevanter Feldgrößen anhand des Prozessmodells, sodass Zusammenhänge zwischen den Messergebnissen und den charakteristischen Vorgängen des Prozesses deutlich werden.

In Kapitel 6 wird die entwickelte Messmethode schließlich genutzt, um die Entstehung fehlerhafter Schweißverbindungen zu beobachten, die sich auf-

grund von Mangansulfid-Einschlüssen bilden. Dadurch wird es möglich, die Ausbreitung der Verunreinigungen im Bauteil nachzuvollziehen und kritische Zeiträume zu identifizieren, innerhalb derer Fehler deutlich werden. Im Anschluss daran wird das Prozessmodell herangezogen, um die Messergebnisse gemeinsam mit relevanten Feldgrößen, wie der Deformation des Werkstoffs oder dem Temperatur-Zeit-Verhalten, zu betrachten. Anhand der Ergebnisse dieser Betrachtung werden Hypothesen zum Ablauf der Fehlerentstehung und zu deren Zusammenhang mit dem Prozess postuliert. Diese Hypothesen werden im Anschluss überprüft, indem der Prozess gezielt verändert wird, sodass die Versuchsergebnisse eine geringere Fehleranfälligkeit aufzeigen.

Abschließend findet in Kapitel 7 eine Zusammenfassung der Ergebnisse der Arbeit statt, während zudem verschiedene Anwendungsmöglichkeiten vorgestellt werden. Ferner erfolgt eine Bewertung des Einsparpotentials, welches sich bei einer industriellen Anwendung der Forschungsergebnisse bietet.

3 Prozessmodell

3.1 Allgemeines

Während des RRS treten zahlreiche Effekte auf, die schwer messbar sind und gleichzeitig großen Einfluss auf das Prozessergebnis ausüben. Um ein ausreichendes Prozessverständnis zu ermöglichen, ist es deshalb notwendig, Größen wie den Materialfluss oder den Verlauf der Temperatur mess- oder simulierbar zu machen. Deshalb wird in diesem Kapitel der Aufbau eines Prozessmodells beschrieben, das sich für die Berechnung sowohl des Temperaturfelds als auch der Ausbildung des Wulsts eignet. Hierzu wird im ersten Schritt der prinzipielle Aufbau des Modells dargelegt, worauf im Anschluss das verwendete Materialmodell sowie das zugehörige Reibmodell erläutert werden. Zudem erfolgt für einen einfachen Anwendungsfall der Vergleich der numerischen Implementierung des Materialmodells mit der entsprechenden analytischen Lösung. Für die eigentliche Validierung des Modells durch den Vergleich mit Messergebnissen wird auf Kapitel 5 verwiesen. Einzelne Aspekte des Modells, wie dessen Anpassung an verschiedene Werkstoffe oder die resultierenden Temperaturverläufe, sind in KEßLER ET AL. (2016A), WUNDERLING ET AL. (2016) und KEßLER ET AL. (2016C) veröffentlicht.

3.2 Grundstruktur des Modells

Das Modell wurde in der FEM-Simulationsumgebung LS-Dyna (Version: mpp-d R10.1.0) erstellt. Diese bietet die Möglichkeit, über benutzerspezifische Subroutines eigene Material- und Reibmodelle einzubinden. Zudem können stark verzerrte Geometrien neu vernetzt werden, was neben den bereits genannten Eigenschaften als essentiell für die Simulation des RRS erachtet wurde.

die Wulstgeometrie in der Regel nicht zwischen drehstarrer und rotierender Seite unterscheidet, sofern artgleiche Stähle und identische Geometrien verschweißt werden. Außerdem sei vorweggenommen, dass in den Experimenten stets ein Mindestabstand zur Einspannung eingehalten wurde. Dadurch ist der Einfluss der Spanntechnik auf das Temperaturfeld begrenzt. Die Zulässigkeit dieser Vereinfachungen wird im weiteren Verlauf der Arbeit durch den Vergleich von Simulations- und Versuchsergebnissen überprüft.

Stattdessen wurde die Auswahl und Implementierung passender Material- und Reibmodelle fokussiert, da die Kombination aus Reibung und plastischer Deformation als wesentliches Merkmal des Prozesses erachtet wurde. Das Reib- und das Materialmodell wurden mit Hilfe benutzerspezifischer Subroutines in der Programmiersprache *Fortran* in das Gesamtmodell eingebunden.

3.3 Werkstoffmodell

3.3.1 Allgemeines

In diesem Abschnitt wird beschrieben, wie das elastische und das plastische Verhalten des Werkstoffs durch ein viskoelastisches Materialmodell abgebildet wurde. Zusätzlich wird für den Lastfall der einachsigen Dehnung die numerische Umsetzung des Materialmodells mit der zugehörigen analytischen Lösung verglichen. Anschließend erfolgt die Anpassung des Modells an den Werkstoff 42CrMo4.

3.3.2 Viskoelastisches Maxwell-Modell

Das mechanische Werkstoffverhalten wurde durch ein Maxwell-Modell beschrieben, welches sowohl elastische als auch dehnungsabhängige Verformungen und viskose, dehnratenabhängige Vorgänge berücksichtigt (BERGSTROM 2015). Dadurch wurde das Verhalten der kalten Bereiche gemeinsam mit der plastischen Deformation der erhitzten Prozesszone abgebildet. Thermische Dehnungen wurden hingegen vernachlässigt. Zwar würde sich der Werkstoff 42CrMo4 bei einer Temperaturdifferenz von z. B. 1000 K um ca. 1 % dehnen. Dies wurde jedoch im Vergleich zu den gesamten plastischen Dehnungen, die

3 Prozessmodell

mehr als 200 % betragen können (FU ET AL. 2003), als nicht relevant erachtet. Wie in Abbildung 3.2 dargestellt ist, besteht das Maxwell-Modell damit aus der Reihenschaltung einer Feder und eines Dämpfers, deren Reaktion auf eine aufgebrachte Spannung durch den Elastizitätsmodul E bzw. die Viskosität μ bestimmt wird. Das plastische Fließen äußert sich hierbei in der viskosen Dehnrate $\dot{\epsilon}_{vis}$, während elastische Vorgänge durch die Dehnung ϵ_{el} beschrieben werden.



Abbildung 3.2: Mechanisches Ersatzschaltbild des Maxwell-Modells im einachsigen Spannungszustand mit charakteristischen mechanischen Größen

Das Modell wurde an den Werkstoff 42CrMo4s angepasst, indem die Viskosität gemäß dem Nicht-Newtonschen Carreau-Fluidmodell nach SCHMICKER ET AL. (2013A) dehnraten- und temperaturabhängig hinterlegt wurde (vgl. Abschnitt 2.6.2). Dies war jedoch innerhalb der Bedieneroberfläche von LS-Dyna nicht möglich, weshalb hierzu benutzerspezifische Subroutines zum Einsatz kamen.

3.3.3 Implementierung in LS-Dyna

Im Folgenden wird der Aufbau der benutzerspezifischen Subroutine UMAT (Abk. für engl. „user material“) beschrieben, welche in LS-Dyna verwendet wurde. Zusätzlich werden die zugrundeliegenden mechanischen Gleichungen erläutert. Zudem wird darauf eingegangen, welche Ausnahmefälle bei der Programmierung berücksichtigt werden mussten, um die Stabilität der Berechnung zu verbessern.

Ablauf der benutzerspezifischen Subroutine UMAT

Der Ablauf der verwendeten Subroutine ist in fünf Teilschritte untergliedert:

1. Einlesen der Ergebnisse des vorherigen Rechenschritts

2. Berechnung des Tensors der Verzerrungsgeschwindigkeiten aus den Ergebnissen des vorherigen Rechenschritts
3. Berechnung der effektiven Viskosität μ aus der Temperatur T und dem viskosen Anteil der Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM}$
4. Aktualisierung des Spannungszustands
5. Berechnung der Tangentensteifigkeitsmatrix

1. Einlesen der Ergebnisse des vorherigen Rechenschritts

Im ersten Schritt werden die relevanten Ergebnisse des vorherigen Berechnungsschritts aus der Simulationsumgebung in die Subroutine eingelesen. Dazu zählen der Spannungszustand, die Temperatur des Elements und die inkrementellen Dehnungen $\Delta\epsilon$. Zu beachten ist dabei, dass LS-Dyna die Dehnungen ϵ_{ij} sowie die Gleitungen γ_{ij} übergibt. Für den Aufbau des Verzerrungstensors werden jedoch die halben Gleitungen $\gamma_{ij}/2$ benötigt, weshalb diese zunächst nach Gleichung (2.8) berechnet werden:

$$\epsilon_{ij} = \frac{1}{2}\gamma_{ij} \quad \text{für } i \neq j \text{ und } i, j = 1, 2, 3 \quad (3.1)$$

Die Dehnungen ϵ_{ii} können für die weiteren Berechnungen unverändert aus der Simulationsumgebung übernommen werden.

2. Berechnung des Tensors der Verzerrungsgeschwindigkeiten

Der Tensor der Verzerrungsgeschwindigkeiten $\dot{\epsilon}$ ergibt sich analytisch durch Differentiation des Verzerrungstensors ϵ nach der Zeit:

$$\dot{\epsilon} = \frac{\delta\epsilon}{\delta t} \quad (3.2)$$

In der Subroutine wird die Ableitung näherungsweise durch den Differenzenquotienten gebildet, indem die inkrementellen Dehnungen $\Delta\epsilon$ ins Verhältnis zur Zeitschrittweite Δt gesetzt werden:

$$\dot{\epsilon} \approx \frac{\Delta\epsilon}{\Delta t} \quad (3.3)$$

3. Berechnung der effektiven Viskosität

Gemäß den Gesetzmäßigkeiten für ein Nicht-Newtonsches Carreau-Fluid nach Gleichung (2.22) wird die effektive Viskosität μ durch die Temperatur T und

3 Prozessmodell

den viskosen Anteil der Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM,vis}$ beeinflusst. Während der Berechnung können jedoch zwei Fälle auftreten, die bei der Erstellung des Werkstoffmodells nicht berücksichtigt wurden und zu Problemen bei der Lösung der Gleichungssysteme führen können. Mit Hilfe zusätzlicher Abfragen wurde deshalb eine stabilere Berechnung sichergestellt.

Im ersten Fall kann es dazu kommen, dass die Temperatur eines Bauteils an einzelnen Stellen die zugewiesene Starttemperatur unterschreitet, obwohl lediglich Energiezufuhr stattfindet. Dies resultiert aus der Kombination von hohen Temperaturgradienten und zu großen Elementen, welche zu signifikanten Fehlern in der Berechnung führen kann (AUER 2005). Auch aus diesem Grund sollte bei der Simulation des RRS nahe der Stoßflächen ausreichend fein vernetzt werden. Für überschlägige Berechnungen mit kürzerer Rechenzeit kann es jedoch sinnvoll sein, die Elementanzahl zu reduzieren. Außerdem können durch die Neuvernetzung der Probengeometrie an einzelnen Stellen zu große Elemente gebildet werden. Deshalb wurde durch den Vergleich der Temperatur T mit der Raum- bzw. Starttemperatur T_{Raum}

$$T < T_{Raum} : T = T_{Raum} \quad (3.4)$$

sichergestellt, dass bei der Berechnung der Spannungen lediglich Temperaturen innerhalb des Definitionsbereichs der Werkstoffmodells verwendet werden.

Im zweiten Fall kann es aus mehreren Gründen auch zu einer Überschreitung der Schmelztemperatur $T_{Schmelz}$ kommen:

- Unpassendes oder ungünstig parametrisiertes Reibmodell,
- zulässige Temperaturerhöhungen innerhalb des Inkrements zu hoch: ungenaue Berechnung des Temperaturfelds,
- zu grobe Vernetzung oder
- Ungenauigkeiten während der Neuvernetzung bei Übertragung der Zustandsvariablen vom ursprünglichen auf das neu erstellte Netz.

Mit Ausnahme des Reibmodells haben die genannten Punkte die Eigenschaft, dass ihr Einfluss verringert wird, wenn durch feinere Vernetzung oder engere Konvergenztoleranzen höhere Rechenzeiten in Kauf genommen werden. Um bei vereinzelt Überschreitungen der Schmelztemperatur dennoch die Stabilität der Berechnung zu gewährleisten, wurde in diesem Fall angenommen, dass die effektive Viskosität μ den Wert der Sättigungsviskosität μ_∞ annimmt:

$$T > T_{Schmelz} : \mu = \mu_{\infty} \quad (3.5)$$

4. Aktualisierung des Spannungszustands

Das Materialmodell wurde durch die benutzerspezifische Subroutine UMAT41 in LS-Dyna eingebunden. Dies erforderte zu jedem Rechenschritt k eine Aktualisierung des Spannungszustands, basierend auf der Temperatur und den Verzerrungen jedes Elements. Dazu erfolgt zunächst eine Herleitung des Zusammenhangs zwischen dem Inkrement des Spannungstensors $\Delta\sigma_k$ und dem Inkrement des Verzerrungstensors $\Delta\epsilon_k$ zum Rechenschritt k . Hierfür werden die gesamten deviatorischen Verzerrungsraten $\dot{\epsilon}_{ges}^{dev}$ als Summe der elastischen und viskosen Komponenten $\dot{\epsilon}_{el}^{dev}$ und $\dot{\epsilon}_{vis}^{dev}$ dargestellt:

$$\dot{\epsilon}_{ges}^{dev} = \dot{\epsilon}_{el}^{dev} + \dot{\epsilon}_{vis}^{dev} \quad (3.6)$$

Der Deviator der elastischen Verzerrungsraten ergibt sich aus dem Schubmodul G , der Zeitschrittweite Δt und dem Inkrement des Cauchy-Spannungsdeviators $\Delta\sigma_k^{dev}$ zum Rechenschritt k zu:

$$\dot{\epsilon}_{el}^{dev} = \frac{1}{2G} \cdot \frac{\delta}{\delta t} \sigma^{dev} \approx \frac{1}{2G} \cdot \frac{\Delta\sigma_k^{dev}}{\Delta t} \quad (3.7)$$

Die Herleitung dieses Zusammenhangs findet sich im Anhang in Abschnitt 9.1. Die viskosen Verzerrungsgeschwindigkeiten können nach SCHMICKER ET AL. (2013A) aus dem Spannungsdeviator σ^{dev} und der effektiven Viskosität μ berechnet werden:

$$\dot{\epsilon}_{vis}^{dev} = \frac{\sigma^{dev}}{2\mu(\dot{\epsilon}_{vM,vis}, T)} \quad (3.8)$$

Die effektive Viskosität μ ist hierbei nach Gleichung (2.22) als Funktion der Temperatur T und der viskosen Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM,vis}$ definiert. Letztere ist nach Gleichung (2.23) durch die von-Mises-Vergleichsspannung $\sigma_{vM,k-1}$ und die Viskosität μ_{k-1} des vorherigen Rechenschritts $k-1$ gegeben:

$$\dot{\epsilon}_{vM,vis} = \frac{\sigma_{vM,k-1}}{3\mu_{k-1}} \quad (3.9)$$

Durch das Einsetzen von Gleichung (3.7) und (3.8) in Gleichung (3.6) werden die deviatorischen Spannungsraten $\dot{\sigma}^{dev}$ im Anschluss zu

$$\dot{\sigma}^{dev} = \frac{\delta}{\delta t} \sigma^{dev} = \left(2\dot{\epsilon}_{ges}^{dev} - \frac{\sigma^{dev}}{\mu(\dot{\epsilon}_{vM,vis}, T)} \right) \cdot G \quad (3.10)$$

3 Prozessmodell

bestimmt. Die hier enthaltenen Ableitungen nach der Zeit werden nach den Gleichungen (3.3) und (3.7) durch Differenzenquotienten angenähert. Aus den deviatorischen Verzerrungsinkrementen $\Delta\epsilon_{ges}^{dev}$, den Spannungsinkrementen $\Delta\sigma_k^{dev}$ und der Zeitschrittweite Δt entstehen damit die Zusammenhänge $\dot{\epsilon}_{ges}^{dev} \approx \Delta\epsilon_{ges}^{dev} / \Delta t$ sowie $\frac{\delta}{\delta t}\sigma^{dev} \approx \Delta\sigma_k^{dev} / \Delta t$. Im Anschluss gilt:

$$\Delta\sigma_k^{dev} = \left(2\Delta\epsilon_{ges,k}^{dev} - \frac{\sigma_k^{dev} \cdot \Delta t}{\mu(\dot{\epsilon}_{VM,vis}, T)} \right) \cdot G \quad (3.11)$$

Alle zuvor zeitabhängigen Größen sind hier durch den Index k gekennzeichnet, da diese sich nun auf den aktuellen Rechenschritt k beziehen. Somit wurde die Differentialgleichung (3.10) derart umgewandelt, dass eine numerische Implementierung des zugrundeliegenden Materialverhaltens möglich ist. Allerdings muss neben der Beschreibung der deviatorischen Komponenten der Tensoren auch die Kompressibilität des Werkstoffs berücksichtigt werden. Statt der von SCHMICKER ET AL. (2013A) verwendeten Kompressionsviskosität μ_B wird jedoch über den Kompressionsmodul K lediglich die elastische Volumenänderung einbezogen. Wie aus Gleichung (9.9) in Abschnitt 9.1 im Anhang hervorgeht, gilt dazu für das Inkrement der mittleren Normalspannung $\Delta\sigma_k^m$:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_k^m &= \Delta\sigma_{11,k}^m = \Delta\sigma_{22,k}^m = \Delta\sigma_{33,k}^m \\ &= K \cdot 3 \cdot \Delta\epsilon_k^m = K \cdot (\Delta\epsilon_{11,k} + \Delta\epsilon_{22,k} + \Delta\epsilon_{33,k}) \end{aligned} \quad (3.12)$$

Somit sind auf der Diagonalen des Spannungstensors zusätzlich zum deviatorischen Anteil $\Delta\sigma_k^{dev}$ auch die Inkremente $\Delta\sigma_{11,k}^m$, $\Delta\sigma_{22,k}^m$ und $\Delta\sigma_{33,k}^m$ hinzuzufügen. Diese werden durch das Inkrement der mittleren Dehnung $\Delta\epsilon_k^m$ verursacht. Das gesamte Inkrement der Spannungen $\Delta\sigma_k$ resultiert damit aus der Addition von $\Delta\sigma_k^{dev}$ und $\Delta\sigma_k^m \cdot E$:

$$\Delta\sigma_k = \Delta\sigma_k^{dev} + \Delta\sigma_k^m \cdot E \quad (3.13)$$

Der aktualisierte Spannungszustand σ_{k+1}^{ges} wird im Folgenden durch die Addition von $\Delta\sigma_k^{dev}$ zum Spannungszustand σ_k^{ges} des Zeitschritts k berechnet:

$$\sigma_{k+1}^{ges} = \Delta\sigma_k + \sigma_k^{ges} \quad (3.14)$$

5. Berechnung der Tangentensteifigkeitsmatrix

Aufgrund der Dauer des Schweißprozesses wird die gesamte Berechnung mit

Hilfe impliziter Zeitintegration durchgeführt. Dies ermöglicht im Vergleich zu einer expliziten Berechnung deutlich größere Zeitschrittweiten und somit eine effizientere Anwendung des Modells. Für die implizite Lösung ist jedoch zusätzlich zur Aktualisierung des Spannungszustands eine Beschreibung des Zusammenhangs zwischen inkrementellen Spannungen $\Delta\sigma$ und inkrementellen Dehnungen $\Delta\epsilon$ notwendig. Hierzu wird die benutzerspezifische Subroutine UTAN41 (Abk. für engl. „user tangent“) verwendet. Diese basiert jedoch auf der Voigt-Notation der Tensoren, sodass die Spannungen ζ und die Verzerrungen ϵ in der veränderten Form

$$\zeta = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \end{bmatrix} \quad \text{und} \quad \epsilon = \begin{bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

übergeben werden. Der Zusammenhang zwischen ζ und ϵ ist durch die Tangentensteifigkeitsmatrix \mathbf{C}^{tan} gegeben (COWIN 2013):

$$\Delta\zeta = \mathbf{C}^{tan} \cdot \Delta\epsilon \quad (3.16)$$

In Anlehnung an DUNNE & PETRINIC (2009) gilt im Anschluss für \mathbf{C}^{tan} :

$$\mathbf{C}^{tan} = \frac{\delta \Delta\zeta}{\delta \Delta\epsilon} = \begin{bmatrix} \frac{\delta \Delta\sigma_{11}}{\delta \Delta\epsilon_{11}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{11}}{\delta \Delta\epsilon_{22}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{11}}{\delta \Delta\epsilon_{33}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{11}}{\delta \Delta\gamma_{12}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{11}}{\delta \Delta\gamma_{23}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{11}}{\delta \Delta\gamma_{13}} \\ \frac{\delta \Delta\sigma_{22}}{\delta \Delta\epsilon_{11}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{22}}{\delta \Delta\epsilon_{22}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{22}}{\delta \Delta\epsilon_{33}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{22}}{\delta \Delta\gamma_{12}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{22}}{\delta \Delta\gamma_{23}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{22}}{\delta \Delta\gamma_{13}} \\ \frac{\delta \Delta\sigma_{33}}{\delta \Delta\epsilon_{11}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{33}}{\delta \Delta\epsilon_{22}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{33}}{\delta \Delta\epsilon_{33}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{33}}{\delta \Delta\gamma_{12}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{33}}{\delta \Delta\gamma_{23}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{33}}{\delta \Delta\gamma_{13}} \\ \frac{\delta \Delta\sigma_{12}}{\delta \Delta\epsilon_{11}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{12}}{\delta \Delta\epsilon_{22}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{12}}{\delta \Delta\epsilon_{33}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{12}}{\delta \Delta\gamma_{12}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{12}}{\delta \Delta\gamma_{23}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{12}}{\delta \Delta\gamma_{13}} \\ \frac{\delta \Delta\sigma_{23}}{\delta \Delta\epsilon_{11}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{23}}{\delta \Delta\epsilon_{22}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{23}}{\delta \Delta\epsilon_{33}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{23}}{\delta \Delta\gamma_{12}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{23}}{\delta \Delta\gamma_{23}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{23}}{\delta \Delta\gamma_{13}} \\ \frac{\delta \Delta\sigma_{13}}{\delta \Delta\epsilon_{11}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{13}}{\delta \Delta\epsilon_{22}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{13}}{\delta \Delta\epsilon_{33}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{13}}{\delta \Delta\gamma_{12}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{13}}{\delta \Delta\gamma_{23}} & \frac{\delta \Delta\sigma_{13}}{\delta \Delta\gamma_{13}} \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

3 Prozessmodell

Somit kann C^{tan} als Annäherung der Ableitung der Spannungsraten $\dot{\sigma}$ nach den Verzerrungsraten $\dot{\epsilon}$ gesehen werden. Bei Betrachtung des deviatorischen Anteils $\dot{\sigma}^{dev}$ nach Gleichung (3.10) wird jedoch erkennbar, dass hier mit dem Spannungsdeviator σ^{dev} eine Variable enthalten ist, welche eine unbekannte Funktion der Spannungsrate darstellt. Demzufolge kann auch die notwendige Differenzierung nicht direkt durchgeführt werden. Stattdessen wird der Spannungsdeviator zum Zeitpunkt t durch

$$\sigma^{dev}(t) = \sigma^{dev}(t - dt) + \dot{\sigma}^{dev}(t - dt) \cdot dt \quad (3.18)$$

approximiert. Sofern in diesem Zusammenhang der infinitesimale Zeitschritt dt durch die Zeitschrittweite Δt ersetzt wird und an Stelle von $\dot{\sigma}^{dev}$ erneut ein Differenzenquotient Verwendung findet, so gilt für den aktuellen Rechenschritt k :

$$\sigma_k^{dev} \approx \sigma_{k-1}^{dev} + \frac{\Delta \sigma_{k-1}^{dev}}{\Delta t} \cdot \Delta t \quad (3.19)$$

Für kleine Zeitschrittweiten Δt wird außerdem $\Delta \sigma_{k-1}^{dev} \approx \Delta \sigma_k^{dev}$ angenommen, sodass gilt:

$$\sigma_k^{dev} \approx \sigma_{k-1}^{dev} + \Delta \sigma_k^{dev} \quad (3.20)$$

Damit kann σ_k^{dev} in Gleichung (3.11) ersetzt werden, sodass folgender Zusammenhang entsteht:

$$\Delta \sigma_k^{dev} \approx \left(2 \Delta \epsilon_{ges}^{dev} - \frac{\sigma_{k-1}^{dev}}{\mu(\dot{\epsilon}_{vM}, T)} \cdot \Delta t \right) \cdot \frac{1}{\Psi_0} \quad (3.21)$$

$$\text{mit: } \Psi_0 = \frac{1}{G} + \frac{\Delta t}{\mu(\dot{\epsilon}_{vM}, T)}$$

Um den vollständigen Spannungstensor zu erhalten, ist nach Gleichung (3.13) die Addition des Inkrements der mittleren Normalspannung $\Delta \sigma_k^m$ zum Inkrement des Spannungsdeviators $\Delta \sigma_k^{dev}$ notwendig. Somit gilt:

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_k &= \Delta \sigma_k^{dev} + \Delta \sigma_k^m \cdot \mathbf{E} = \Delta \sigma_k^{dev} + \Delta \epsilon_k^m \cdot 3 K \cdot \mathbf{E} \\ &= \Delta \sigma_k^{dev} + (\Delta \epsilon_{11,k} + \Delta \epsilon_{22,k} + \Delta \epsilon_{33,k}) \cdot K \cdot \mathbf{E} \end{aligned} \quad (3.22)$$

Indem zusätzlich Gleichung (3.21) in Gleichung (3.22) für $\Delta \sigma_k^{dev}$ eingesetzt wird,

resultiert daraus der Zusammenhang:

$$\Delta \boldsymbol{\sigma}_k = \left(2 \Delta \boldsymbol{\epsilon}_{ges}^{dev} - \frac{\boldsymbol{\sigma}_{k-1}^{dev}}{\mu(\dot{\epsilon}_{vM}, T)} \cdot \Delta t \right) \cdot \frac{1}{\Psi_0} + (\Delta \epsilon_{11,k} + \Delta \epsilon_{22,k} + \Delta \epsilon_{33,k}) \cdot K \cdot \mathbf{E} \quad (3.23)$$

mit: $\mu = \mu(\dot{\epsilon}_{vM}, T)$ (wird im Folgenden beibehalten)

Analog zu Gleichung (2.10) kann anschließend der Term

$$\Delta \boldsymbol{\epsilon}_{ges,k}^{dev} = \Delta \boldsymbol{\epsilon}_k - \frac{\Delta \epsilon_{11,k} + \Delta \epsilon_{22,k} + \Delta \epsilon_{33,k}}{3} \cdot \mathbf{E} \quad (3.24)$$

in Gleichung (3.23) einbezogen werden. Damit gilt:

$$\Delta \boldsymbol{\sigma}_k = \left(2 \Delta \boldsymbol{\epsilon}_k - \frac{\Delta \epsilon_{11,k} + \Delta \epsilon_{22,k} + \Delta \epsilon_{33,k}}{3/2} \cdot \mathbf{E} - \frac{\boldsymbol{\sigma}_{k-1}^{dev}}{\mu} \cdot \Delta t \right) \cdot \frac{1}{\Psi_0} + (\Delta \epsilon_{11,k} + \Delta \epsilon_{22,k} + \Delta \epsilon_{33,k}) \cdot K \cdot \mathbf{E} \quad (3.25)$$

Zur einfacheren Anwendung von Gleichung (3.17) wird Gleichung (3.25) in Index-Schreibweise dargestellt:

$$\Delta \sigma_{ij,k} = \left(2 \Delta \epsilon_{ij,k} - \frac{\Delta \epsilon_{11,k} + \Delta \epsilon_{22,k} + \Delta \epsilon_{33,k}}{3/2} \cdot \delta_{ij} - \frac{\sigma_{ij,k-1}^{dev}}{\mu} \cdot \Delta t \right) \frac{1}{\Psi_0} + (\Delta \epsilon_{11,k} + \Delta \epsilon_{22,k} + \Delta \epsilon_{33,k}) \cdot K \cdot \delta_{ij} \quad (3.26)$$

Aus der Anwendung von Gleichung (3.17) auf Gleichung (3.26) ergibt sich somit für die ersten drei Elemente der Diagonalen von \mathbf{C}^{tan} :

$$\frac{\delta \Delta \sigma_{mm,k}}{\delta \Delta \epsilon_{mm,k}} = \Psi_1 = (2 - 2/3) \cdot \frac{1}{\Psi_0} + K \quad (3.27)$$

mit $m = 1, 2, 3$ und $i = j = m$

Die Variable $\sigma_{ij,k-1}^{dev}$ geht somit nicht in die Tangentensteifigkeit ein. In einem weiteren Fall vereinfachen sich die Elemente der Matrix \mathbf{C}^{tan} zu:

$$\frac{\delta \Delta \sigma_{mn,k}}{\delta \Delta \epsilon_{mn,k}} = \Psi_2 = -\frac{2}{3} \Psi_0 + K \quad (3.28)$$

mit $m, n = 1, 2, 3; m \neq n$ und $i = j = m$

3 Prozessmodell

Im letzten relevanten Fall wird der Einfluss der Gleitungen $\Delta\gamma_{ij}$ ermittelt. Dabei muss jedoch beachtet werden, dass \mathbf{C}^{tan} die Inkremente der Gleitungen $\Delta\gamma_{ij}$ enthält, während Gleichung (3.26) auf den halben Gleitungen $\Delta\epsilon_{ij}$ basiert. Dies wirkt sich auf die Berechnung der Elemente der letzten drei Spalten von \mathbf{C}^{tan} aus, weshalb hier die Umrechnung $\Delta\gamma_{ij} = 2\Delta\epsilon_{ij}$ notwendig ist (vgl. Gleichung (2.8)):

$$\frac{\delta \Delta\sigma_{mn,k}}{\delta \Delta\gamma_{mn,k}} = \frac{1}{2} \frac{\delta \Delta\sigma_{mn,k}}{\delta \Delta\epsilon_{mn,k}} = \Psi_3 = \frac{1}{\Psi_0} \quad (3.29)$$

mit $m, n = 1, 2, 3; m \neq n; i = m$ und $j = n$

Da sich in allen weiteren Fällen die Elemente von \mathbf{C}^{tan} zu Null ergeben, entsteht schließlich die symmetrische Tangentensteifigkeitsmatrix:

$$\mathbf{C}^{tan} = \begin{bmatrix} \Psi_1 & \Psi_2 & \Psi_2 & 0 & 0 & 0 \\ \Psi_2 & \Psi_1 & \Psi_2 & 0 & 0 & 0 \\ \Psi_2 & \Psi_2 & \Psi_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \Psi_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \Psi_3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Psi_3 \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

Diese Tangentensteifigkeitsmatrix wurde mit Hilfe der benutzerspezifischen Subroutine UTAN41 in das Gesamtmodell implementiert. Diese ist der Subroutine UMAT41 zugeordnet, welche zur Aktualisierung des Spannungszustands dient. Da die Elemente der Matrizen Ψ_1 bis Ψ_3 temperatur- und dehnratenabhängige Kenngrößen enthalten, müssen diese während der Berechnung angepasst werden. Deshalb werden für jedes Element die Werte des Kompressionsmoduls K , des Schubmoduls G und der effektiven Viskosität μ durch sogenannte „history variables“ (LSTC 2016) aus der zuvor aufgerufenen Subroutine UMAT41 an UTAN41 übergeben.

Validierung des Maxwell-Modells

Die Überprüfung des implementierten Maxwell-Modells fand anhand eines einfachen Anwendungsfalls statt, indem die in LS-Dyna berechnete Spannung mit der analytischen Lösung verglichen wurde. Im ersten Schritt war hierzu die Berechnung des analytischen Spannungs-Zeit-Verlaufs $\sigma_z(t)$ notwendig, der

sich in Abhängigkeit des Dehnung-Zeit-Verlaufs $\epsilon_z(t)$ ergibt. Dazu wird aus den Gleichungen (3.6) und (3.9) die Differentialgleichung

$$\frac{\dot{\sigma}_z(t)}{E} + \frac{\sigma_z(t)}{3\mu} = \dot{\epsilon}_z(t) \quad (3.31)$$

gebildet, die für eine einachsige Zugbeanspruchung in z-Richtung gilt (vgl. auch Abbildung 3.2). Aus der Umformung dieser Gleichung resultiert:

$$\dot{\sigma}_z(t) + \frac{E}{3\mu} \sigma_z(t) = E \dot{\epsilon}_z(t) \quad (3.32)$$

Für beliebige Dehnungs-Zeit-Verläufe $\epsilon_z(t)$ führt die Laplace-Transformation von Gleichung (3.32) daraufhin zu:

$$s \Sigma_z(s) - \sigma_z(0) + \frac{E}{3\mu} \Sigma_z(s) = E \left(s \mathcal{E}_z(s) - \epsilon_z(0) \right) \quad (3.33)$$

mit

$s = j\omega$: komplexe Variable

$\Sigma_z(s)$: Spannung $\sigma_z(t)$ nach Laplace-Transformation

$\mathcal{E}_z(s)$: Dehnung $\epsilon_z(t)$ nach Laplace-Transformation

Im nächsten Schritt wird angenommen, dass das System mit einer linear ansteigenden und anschließend wieder abfallenden Dehnung beaufschlagt wird, welcher eine Dehnrate $k_e = \pm 1\%/s$ zugrunde liegt. Damit gilt:

$$\begin{aligned} \epsilon_z(t \leq 0) &= 0 \\ \epsilon_z(0 < t < 1s) &= k_e \cdot t \\ \epsilon_z(t \geq 1s) &= 1\% - k_e \cdot t \end{aligned} \quad (3.34)$$

Für den Fall $0 < t < 1s$ ergibt sich durch Laplace-Transformation $\epsilon_z(t) \circ \bullet \mathcal{E}_z(s) = k_e/s^2$, woraus in Kombination mit Gleichung (3.33) der Zusammenhang

$$\left(s + \frac{E}{3\mu} \right) \cdot \Sigma_z(s) - \sigma_z(0) = E \left(s \cdot k_e/s^2 - \epsilon_z(0) \right) \quad (3.35)$$

resultiert. Aus der anschließenden Umformung von Gleichung (3.35) folgt:

$$\Sigma_z(s) = 3\mu \cdot k_e \frac{1}{s(s + 3\mu/E + 1)} + [\sigma_z(0) - E \epsilon_z(0)] \frac{1}{s + E/(3\mu)} \quad (3.36)$$

3 Prozessmodell

Durch Rücktransformation dieser Gleichung in den Zeitbereich (mit den Anfangswertbedingungen $\sigma_z(t \leq 0) = 0$ und $\epsilon_z(t \leq 0) = 0$) resultiert der Zusammenhang:

$$\begin{aligned}\sigma_z(t) &= 3\mu k_e \cdot \left[1 - \exp\left(-\frac{E}{3\mu} t\right) \right] + \left[\sigma_z(0) - E \epsilon_z(0) \right] \cdot \exp\left(-\frac{E}{3\mu} t\right) \\ &= 3\mu k_e \cdot \left[1 - \exp\left(-\frac{E}{3\mu} t\right) \right]\end{aligned}\quad (3.37)$$

Hieraus wird erkennbar, dass die Spannung σ_z zum Zeitpunkt $t = 0$ die Steigung $E \cdot k_e$ aufweist. Zugleich ist der Maximalbetrag von σ_z jedoch durch den Grenzwert $3\mu k_e$ beschränkt (s. Abbildung 3.3). Die Geschwindigkeit, mit der sich σ_z diesem Grenzwert nähert, ist hierbei abhängig vom Betrag der Zeitkonstanten

$$\tau_{mw} = \frac{3\mu}{E} \quad (3.38)$$

und wird sowohl durch den Elastizitätsmodul E als auch durch die Viskosität μ beeinflusst. Um einen Vergleich dieser analytischen Lösung mit dem Ergebnis der Finite-Elemente-Simulation zu ermöglichen, wurde in LS-Dyna ein Modell des einachsigen Lastfalls aufgebaut.

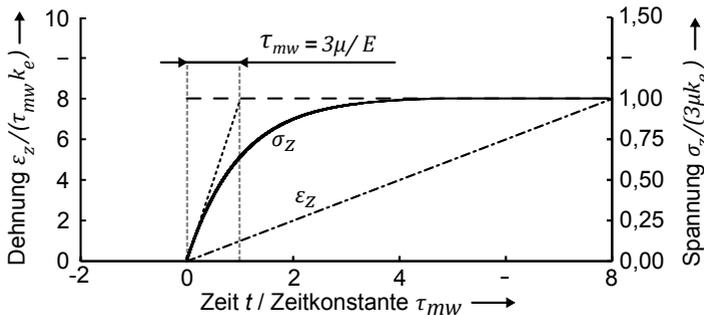


Abbildung 3.3: Spannungsvorlauf des Maxwell-Modells bei linear ansteigender Dehnung ϵ_z ; begrenzter Anstieg der Spannung σ_z auf den Wert $3\mu k_e$ und Einfluss der Zeitkonstante τ_{mw} bzw. des Verhältnisses von effektiver Viskosität und Elastizitätsmodul auf die Geschwindigkeit des Anstiegs

Dazu wurde ein würfelförmiges Hexaeder-Element der Kantenlänge 1 mm im Modell an einer Seite statisch bestimmt eingespannt. An den Knoten der Gegenseite wurde in z-Richtung die Verschiebung Δz vorgegeben

(s. Abbildung 3.4). Die Verschiebung Δz wurde innerhalb von 1 s linear von 0 auf 0,01 mm erhöht, sodass zum Zeitpunkt $t = 1$ s eine maximale Dehnung ϵ_z von 1 % vorlag. Im Anschluss wurde die Verschiebung wieder innerhalb von 1 s linear auf 0 reduziert.

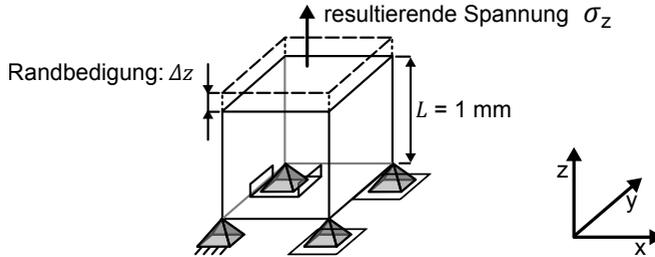


Abbildung 3.4: Validierung der Funktion der benutzerspezifischen Subroutine anhand des einachsigen Lastfalls

Dem Hexaeder-Element wurde das zuvor beschriebene Maxwell-Materialmodell zugewiesen, für dessen Kenngrößen konstante Werte eingesetzt wurden. Daraufhin wurde das Materialmodell validiert, indem dessen Übereinstimmung mit der analytischen Lösung in Abhängigkeit des gewählten Elastizitätsmoduls E sowie der Viskosität μ überprüft wurde. Hierzu erfolgten drei Simulationsläufe, in denen ein konstanter Elastizitätsmodul $E = 210$ GPa und Viskositäten μ von 420 MPas, 2100 MPas und 4200 MPas verwendet wurden. Die resultierenden Spannungen in z -Richtung wurden daraufhin in einer impliziten Berechnung ermittelt, wobei eine maximale Zeitschrittweite $\Delta t_{max} = 1,5$ ms zugelassen wurde.

Für alle Materialparameter war eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen der analytischen Lösung und dem Ergebnis der FEM erkennbar, da sowohl das Ansteigen bzw. Abfallen als auch die Begrenzung der Spannung korrekt berechnet wurden (s. Abbildung 3.5).

Die Genauigkeit der Simulationsergebnisse wurde allerdings merklich verringert, wenn die Viskosität μ reduziert und die maximale Zeitschrittweite Δt_{max} erhöht wurde. Wie aus Abbildung 3.6 b) hervorgeht, war bei einer Viskosität von 100 MPas, einem Elastizitätsmodul von 210 GPa und einer maximalen Zeitschrittweite von 1,5 ms ein schneller Anstieg der Spannung zu erkennen, deren Betrag zudem einen Grenzwert von 3 MPa nicht überschritt.

3 Prozessmodell

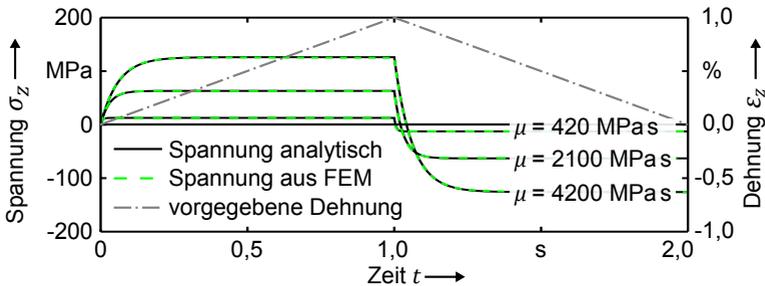


Abbildung 3.5: Analytischer und mit der Finite-Elemente-Methode berechneter Spannungs-Zeit-Verlauf für verschiedene Viskositäten μ und einen Elastizitätsmodul von 210 GPa eines fiktiven Werkstoffes

Bei einer Steigerung der maximalen Zeitschrittweite Δt_{max} auf 2,5 ms (s. Abbildung 3.6 c)) wurden jedoch stellenweise Über- bzw. Unterschreitungen des Grenzwerts ausgegeben. Bei weiterer Erhöhung von Δt_{max} auf 2,8 ms verstärkte sich dieser Effekt derart, dass die numerische Lösung überlagernd zum Spannungsverlauf deutlich oszillierte. Die Oszillation fand um einen Mittelwert von ± 3 MPa bzw. 0 MPa statt und klang jeweils erst nach ca. 0,25 s ab (s. Abbildung 3.6 d)).

Diese Ergebnisse können anhand von Gleichung (3.38) erklärt werden. Danach berechnet sich die Zeitkonstante τ_{mw} bei $E = 210$ GPa und $\mu = 100$ MPa s zu ca. 1,43 ms. Die maximale Zeitschrittweite Δt_{max} war in Abbildung 3.6 somit stets größer als τ_{mw} . Je größer das Verhältnis von $\Delta t_{max} / \tau_{mw}$ war, desto schlechter konnte die Dynamik des Spannungsverlaufs erfasst werden. Um die Stabilität der Berechnung nicht zu beeinträchtigen, muss die Zeitschrittweite deshalb gegebenenfalls mit der vorliegenden Viskosität μ reduziert werden.

Würde das Maxwell-Modell zum Beispiel bis zu einer minimalen Viskosität von 1 MPa s verwendet werden, so würde dies bei $E = 210$ GPa eine Zeitkonstante $\tau_{mw} \approx 14,3 \mu\text{s}$ ergeben. Dies würde eine starke Reduktion der Zeitschrittweite erfordern und somit zu erhöhten Rechenzeiten führen. Aufgrund dessen wurde nach einer Möglichkeit gesucht, durch welche die Konvergenz der Berechnung bei niedrigen Viskositäten verbessert werden kann. Dazu wurde ausgenutzt, dass die Zeitkonstante τ_{mw} nach Gleichung (3.38) neben der Abhängigkeit von der Viskosität auch eine umgekehrte Proportionalität zum Elastizitätsmodul aufweist. Eine Reduktion des Elastizitätsmoduls führt demnach zu einem

höheren Wert von τ_{mw} und einem trägeren Verhalten des Systems.

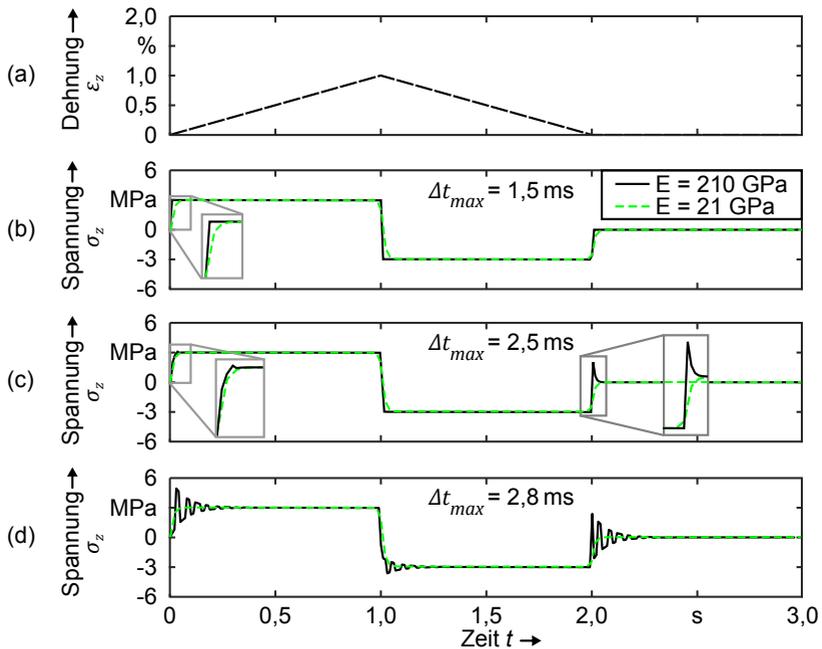


Abbildung 3.6: Instabile Lösung bei einer effektiven Viskosität von $\mu = 1 \text{ MPas}$ in Verbindung mit einer zu großen maximalen Zeitschrittweite Δt_{max} und verbesserte Konvergenz bei Reduktion des Elastizitätsmoduls

Dieser Zusammenhang wurde im Folgenden gezielt eingesetzt, indem der Elastizitätsmodul E auf 21 GPa, d. h. auf 10 % des Nennwerts von 210 GPa, reduziert wurde. Daraufhin wurden die Berechnungen erneut durchgeführt. Wie Abbildung 3.6 belegt, waren im Ergebnis keine Überschreitungen der Grenzwerte mehr zu erkennen, obwohl die maximale Zeitschrittweite jeweils identisch mit den Zeitschrittweiten der vorherigen Simulationsläufe war. Stattdessen verlief der Anstieg der Spannung σ_z sanfter, strebte jedoch ebenfalls den Asymptoten von $\pm 3 \text{ MPa}$ bzw. 0 MPa entgegen. Dies wurde als Beleg für den Zusammenhang zwischen der Zeitkonstante des Maxwell-Modells τ_{mw} , der maximalen Zeitschrittweite Δt_{max} und der Stabilität der Berechnung gesehen.

3 Prozessmodell

Um eine Aussage bezüglich der Übertragbarkeit dieser Erkenntnisse zu ermöglichen, wurden zusätzliche Berechnungen durchgeführt. Dazu wurde die Viskosität zwischen 1 MPas und 10^8 MPas, die maximale Zeitschrittweite zwischen 10^{-6} s und 0,5 s und der Elastizitätsmodul in Stufen von 2100 MPa, 21000 MPa und 210000 MPa variiert. Erneut wurde für den Fall einachsiger Zugbeanspruchung untersucht, unter welchen Bedingungen die Berechnung bei den resultierenden Parameterkombinationen instabil war.

Alle Ergebnisse, bei denen die Spannung einen Grenzwert überschritt, führten zur Bewertung „instabil“, während andernfalls von stabilem Verhalten ausgegangen wurde. Aus der Summe dieser Erkenntnisse konnten anschließend die Grenzen von Bereichen identifiziert werden, innerhalb derer das Modell zufriedenstellend funktionierte (s. Abbildung 3.7).

Daraus wurde ersichtlich, dass die Berechnung bei Zeitschrittweiten größer als 0,1 s in keinem Fall stabil war. Relevanter für die Anwendung des Modells war jedoch, dass ein linearer Zusammenhang zwischen der maximalen Zeitschrittweite und der Viskosität bestand. Dieser schränkte bei niedrigen Viskositäten auch die möglichen Werte für die maximale Zeitschrittweite ein. Durch eine Reduktion des Elastizitätsmoduls auf 10 % bzw. 1 % des Nennwerts konnte diese Grenze jedoch deutlich erweitert werden.

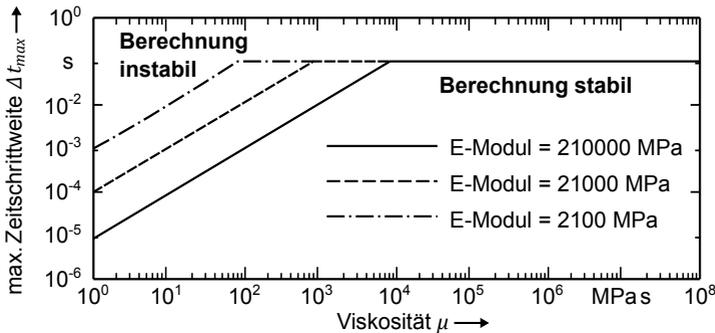


Abbildung 3.7: Erweiterung der Stabilitätsgrenze durch Reduktion des Elastizitätsmoduls auf 10 % bzw. 1 % des Nennwerts

Temperaturabhängige Skalierung des Elastizitätsmoduls

Dieser Effekt wurde im Folgenden verwendet, um die Rechenzeit des Modells zu reduzieren. Da die auftretenden Vergleichsspannungen bei

hohen Temperaturen durch die Fließgrenze des Werkstoffs begrenzt sind, wurde angenommen, dass die elastischen Verformungen des erhitzten Stahls wesentlich niedriger als die plastischen Deformationen sind. Deshalb erfolgte eine temperaturabhängige Reduktion der elastischen Materialkennwerte, sodass diese bei hohen Temperaturen weit geringer als die Literaturwerte waren.

Statt auf die Übereinstimmung mit Messwerten zu achten, wurde die Skalierung von Elastizitäts-, Kompressions- und Schubmodul über den Skalierungsfaktor k_{skal} an den Verlauf der temperaturabhängigen Fließspannung angepasst. Ausschlaggebend hierbei war, dass die elastischen Eigenschaften so hoch waren, dass unplausible Deformationen ausgeschlossen werden konnten. Gleichzeitig sollte der Skalierungsfaktor möglichst niedrig ausfallen, da dies den Ablauf der Berechnung beschleunigte.

In der Konsequenz wurde ein temperaturabhängiger Verlauf von k_{skal} verwendet. Dieser beinhaltete bis zu einer Temperatur $T = 900\text{ °C}$ zunächst keine Skalierung, sodass zunächst $k_{skal} = 1$ galt. Bei Temperaturen $T > 1050\text{ °C}$ wurde k_{skal} jedoch auf 10 % reduziert, während bei $T > 1350\text{ °C}$ sogar eine Skalierung der elastischen Eigenschaften auf 1 % des Werts bei Raumtemperatur stattfand (s. Abbildung 3.8).

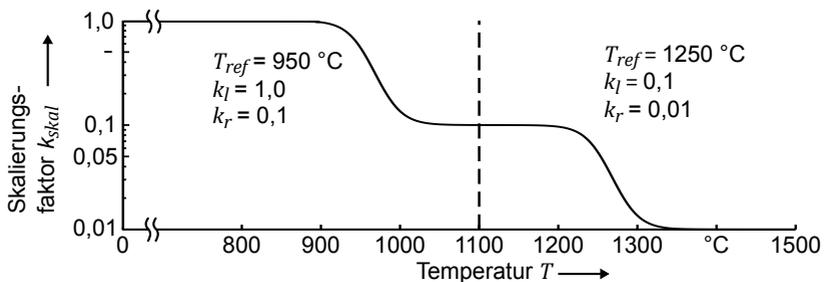


Abbildung 3.8: Glättung der Übergänge zwischen den Abstufungen des Elastizitätsmoduls durch Verwendung von \tanh -Funktionen für die Temperaturbereiche unter- und oberhalb von $T = 1100\text{ °C}$

Um das Konvergenzverhalten nicht durch abrupte Änderungen der Materialeigenschaften zu beeinträchtigen, wurden zwei \tanh -Funktionen aneinandergereiht, die in den Bereichen von $T < 1100\text{ °C}$ bzw. $T > 1100\text{ °C}$

gültig gesetzt wurden. In beiden Fällen wurde dazu die Funktion

$$k_{skal} = \frac{k_r}{2} \cdot \left[1 - \tanh\left(\frac{T/^\circ\text{C}}{10\pi} - \frac{T_{ref}/^\circ\text{C}}{10\pi}\right) \right] \cdot \left(1 - \frac{k_r}{k_l} \right) + k_r \quad (3.39)$$

verwendet. In Form der Konstanten k_l und k_r konnten dieser Funktion links- und rechtsseitige Grenzwerte zugeordnet werden. Zudem war es über die Referenztemperatur T_{ref} möglich, die Position des Übergangs zwischen den links- und rechtsseitigen Grenzwerten zu verschieben, während die \tanh -Funktion einen stetigen Verlauf der Kurve gewährleistete. Auch am Übergang zwischen den Funktionen bei $T = 1100^\circ\text{C}$ trat keine Unstetigkeit auf, da dort jeweils nur noch geringe Abweichungen von der Asymptoten vorlagen.

3.3.4 Verwendete Materialkennwerte

Bei der Modellierung des Materialverhaltens wurde besonderes Augenmerk auf die Anpassung der temperaturabhängigen Fließkurve für den Vergütungsstahl 42CrMo4 gelegt, der im Rahmen dieser Arbeit zum Einsatz kam. Dazu wurde das in Abschnitt 2.6.2 (S. 32 ff.) beschriebene Nicht-Newtonsche Carreau-Fluidgesetz nach SCHMICKER ET AL. (2013A) verwendet. Dieses wurde aus verschiedenen Gründen als besonders gut geeignet erachtet. Zum einen basiert es auf einer vergleichsweise geringen Anzahl werkstoffspezifischer Kenngrößen, wodurch sich der Komplexitätsgrad bei der Anpassung des Modells an andere Stähle gering hält. Zum anderen existierten bereits Messwerte zum temperaturabhängigen Fließverhalten des Baustahls S355, die als Orientierung bei der Beschreibung des Vergütungsstahls 42CrMo4 genutzt werden konnten. Sowohl das Modell als auch die verfügbaren Messdaten gehen auch auf das Materialverhalten nahe dem Schmelzpunkt ein, welches als besonders relevant für die Simulation des RRS erachtet wurde.

Zur Integration des nichtlinearen Fluidgesetzes in das Maxwell-Modell wurde dessen viskose Komponente anhand von Gleichung (2.22) (S. 36) als Funktion von Vergleichsdehnrate und Temperatur beschrieben (vgl. Abschnitt 3.3.2, S. 49 ff.). Dazu müssen verschiedene Werkstoffkenngrößen angegeben werden, bei denen es sich teils um Konstanten und teils um temperaturabhängige Verläufe handelt. Im ersten Schritt wird deshalb die Erarbeitung des Verlaufs der temperaturabhängigen Fließspannung für den Werkstoff 42CrMo4 beschrie-

ben, da es sich hierbei um eine der relevantesten Größen zur Beschreibung des plastischen Werkstoffverhaltens handelt. Anschließend wird darauf eingegangen, welche thermischen Materialeigenschaften berücksichtigt wurden und welche Annahmen bzw. Vereinfachungen hierbei getroffen wurden. Bei einigen Werkstoffkennwerten wurde die Temperaturabhängigkeit vollständig vernachlässigt. Auf diese wird im Folgenden nicht explizit eingegangen; stattdessen wird auf den Anhang verwiesen (s. Abschnitt 9.3 auf S. 165).

Anpassung der Fließkurve

Die Anpassung der Fließkurve an den Werkstoff 42CrMo4 erfolgte auf Basis der Messwerte aus DOEGE ET AL. (1986). Diese wurden in Zylinderstauchversuchen für verschiedene Umformgrade und Umformraten sowie bis zu Temperaturen von 1200 °C ermittelt. Da die Schmelztemperatur des Vergütungsstahls jedoch ca. 200 K höher liegt, erfolgte ab 1200 °C die Extrapolation des Fließkurvenverlaufs.

Hierbei wurde darauf geachtet, dass der Verlauf qualitativ den Messwerten für S355 aus SCHMICKER ET AL. (2014A) und SCHMICKER ET AL. (2015) entsprach. Die prinzipielle Einteilung des Verlaufs der Referenzfließspannung in drei lineare Bereiche wurde deshalb übernommen (vgl. Abbildung 2.11). Der Verlauf der einzelnen Geraden konnte somit durch die Punkte $P1$ bis $P4$ definiert werden, was die Anpassung des Verlaufs an die Messdaten deutlich vereinfachte (s. Abbildung 3.9).

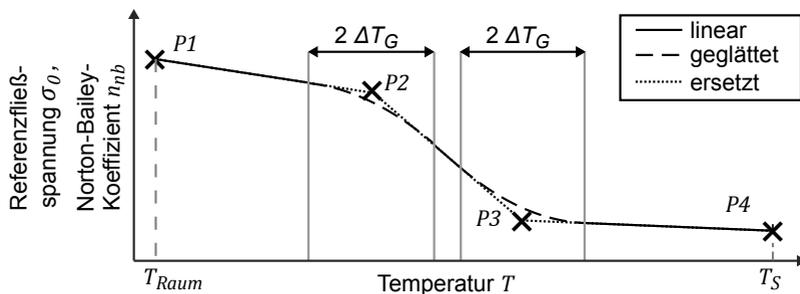


Abbildung 3.9: Glättung des Übergangs zwischen den einzelnen Abschnitten der Referenzfließkurve bzw. des Norton-Bailey-Koeffizienten

Dazu wurde für $P1$ angenommen, dass dieser bei Raumtemperatur den Wert der Streckgrenze R_e angibt. Zudem wurde die Position von $P4$ durch die

3 Prozessmodell

Festlegung definiert, dass bei Schmelztemperatur T_S eine Fließspannung von 0 MPa vorliegt. Bei Überschreitung der Schmelztemperatur wurde außerdem durch die Abfrage

$$T > T_S : \sigma_0 = 0 \quad (3.40)$$

vermieden, dass durch eine Verlängerung des linearen Verlaufs negative Fließspannungen berechnet werden. Somit fand die Beeinflussung von $\sigma_0(T)$ im Wesentlichen durch die Verschiebung der Punkte $P2$ und $P3$ statt.

Zusätzlich war es erforderlich, die Übergänge zwischen den Geraden zu glätten, um Konvergenzproblemen vorzubeugen. Hierfür wurden die Geraden innerhalb eines Temperaturbereichs $\pm \Delta T_G$ um $P2$ bzw. $P3$ durch Polynome 3. Ordnung ersetzt, sodass die Referenzfließspannung mit Hilfe der Koeffizienten a , b , c und d durch

$$\sigma_0(T) = a \cdot T^3 + b \cdot T^2 + c \cdot T + d \quad (3.41)$$

festgelegt ist. Die Funktionswerte und Steigungen der Polynome wurden an den Rändern der Temperaturbereiche identisch zu den jeweiligen Geraden gewählt, um einen stetigen Übergang zwischen den Abschnitten zu gewährleisten. Somit waren die Koeffizienten der Polynome vollständig definiert und konnten über die Inversion einer 4×4 -Matrix berechnet werden:

$$\begin{bmatrix} a \\ b \\ c \\ d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T_l^3 & T_l^2 & T_l & 1 \\ 3T_l^2 & 2T_l & 1 & 0 \\ T_r^3 & T_r^2 & T_r & 1 \\ 3T_r^2 & 2T_r & 1 & 0 \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_0(T_l) \\ m_l \\ \sigma_0(T_r) \\ m_r \end{bmatrix} \quad (3.42)$$

mit

T_l : Temperatur am linksseitigen Übergang $T(P2) - \Delta T_G$ bzw. $T(P3) - \Delta T_G$

T_r : Temperatur am rechtsseitigen Übergang $T(P2) + \Delta T_G$ bzw. $T(P3) + \Delta T_G$

m_l : Steigung am linksseitigen Übergang

m_r : Steigung am rechtsseitigen Übergang

Durch diesen Ansatz konnte das Fließkurvenmodell in den benutzer-spezifischen Subroutines mit geringem Aufwand hinterlegt und angepasst werden. Es waren lediglich der Glättungsbereich ΔT_G , die Streckgrenze R_e bei Raumtemperatur T_{Raum} , die Koordinaten der Punkte $P2$ und $P3$ sowie die

Schmelztemperatur $T_{Schmelz}$ anzugeben.

Für die Abbildung des Fließverhaltens nach Gleichung (2.22) und (2.22) ist neben der temperaturabhängigen Referenzfließspannung $\sigma_0(T)$ auch die Beschreibung des Norton-Bailey-Koeffizienten n_{nb} als Funktion der Temperatur notwendig. Dadurch kann der Betrag der Fließspannung σ_F an Messwerte angepasst werden, die bei anderen Vergleichsdehnraten $\dot{\epsilon}_{vM}$ ermittelt wurden (vgl. Abschnitt 2.6.2).

Auch die Abhängigkeit des Norton-Bailey-Koeffizienten von der Temperatur wurde in lineare Abschnitte unterteilt, deren Übergänge geglättet wurden. Somit war es auch hier ausreichend, die Eckpunkte $P1$ bis $P4$ sowie die Breite der Glättungsbereiche ΔT_G festzulegen, sodass der Ansatz zur Beschreibung der Referenzfließspannung übernommen werden konnte (s. Abbildung 3.9). Der Unterschied bestand lediglich darin, dass der Koeffizient n_{nb} bei Überschreitung von T_S nicht zu Null festgelegt werden konnte. Deshalb musste hier auch für $P4$ ein Wert größer Null definiert werden.

Die Anpassung des Fließkurvenmodells an den Vergütungsstahl 42CrMo4 erfolgte in zwei Schritten. Zunächst wurde der in SCHMICKER ET AL. (2014A) und SCHMICKER ET AL. (2015) für den Baustahl S355 beschriebene Verlauf der Referenzfließspannung $\sigma_0(T)$ über einen Faktor skaliert. Dieser Faktor wurde so gewählt, dass die Referenzfließspannung σ_0 von 42CrMo4 bei Raumtemperatur identisch mit der Streckgrenze $R_e = 800$ MPa war (s. Abbildung 3.10).

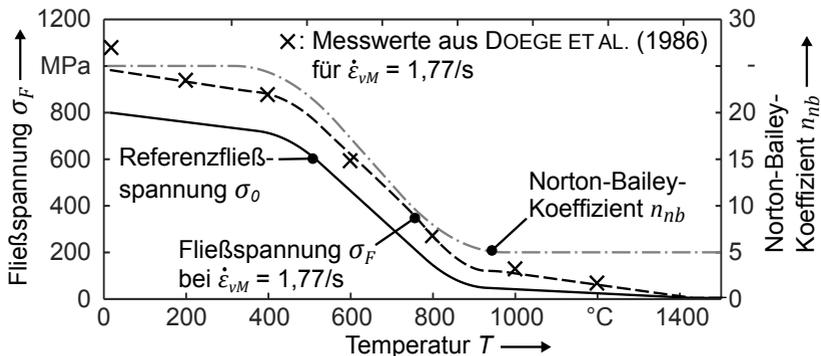


Abbildung 3.10: Verläufe der Referenzfließspannung $\sigma_0(T)$ und des Norton-Bailey-Koeffizienten $n_{nb}(T)$ und Vergleich der bei $\dot{\epsilon}_{vM} = 1,77/s$ resultierenden Fließspannung σ_F mit bestehenden Messdaten aus Warmstauchversuchen

3 Prozessmodell

Ausgehend von dieser Referenzfließkurve, für die eine Referenzdehnrate $\dot{\epsilon}_0 = 0,01/s$ angenommen wurde, fand anschließend die Anpassung des temperaturabhängigen Norton-Bailey-Koeffizienten $n_{nb}(T)$ statt. Als Kriterium wurden hierfür Messwerte der Fließspannung herangezogen, die in DOEGE ET AL. (1986) für eine Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM} = 1,77/s$ angegeben waren. Um diese Messwerte im Modell möglichst gut abzubilden, wurden sowohl die Eckpunkte P1 bis P4 von $n_{nb}(T)$ als auch die Eckpunkte von $\sigma_0(T)$ iterativ verschoben. Bei Temperaturen unterhalb von 400°C wurde dabei nicht explizit auf eine hohe Genauigkeit geachtet, da der Einfluss dieses Bereichs auf das Simulationsergebnis als sehr gering erachtet wurde. Die final verwendeten Kennwerte zur Beschreibung der Referenzfließkurve sowie des Norton-Bailey-Koeffizienten bis zur Schmelztemperatur T_S gehen aus Tabelle 3.1 hervor.

Bei einer Überschreitung von T_S wurde sowohl für n_{NB} als auch für σ_0 der für $T = 1420^\circ\text{C}$ definierte Wert konstant gehalten. Im Vergleich mit den Fließspannungen aus der Literatur zeigte sich, dass das Modell trotz der Vereinfachung der Kurvenverläufe durch Teilgeraden weitgehend nur geringe Abweichungen von den Messergebnissen aufweist. Bei einer Vergleichsdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM} = 1,77/s$ ist lediglich bei Raumtemperatur eine deutliche Differenz erkennbar. Dies wurde jedoch nicht als relevant erachtet, da beim RRS der kalte Werkstoff i. d. R. nicht plastisch deformiert wird.

Punkt	Temperatur	Referenz- fließspannung		Norton-Bailey- Koeffizient	
		σ_0	ΔT_G	n_{nb}	ΔT_G
P1	20°C	800 MPa	-	25	-
P2	450°C	700 MPa	75 K	25	125 K
P3	850°C	50 MPa	75 K	5	125 K
P4	1420°C	0 MPa	-	5	-

Tabelle 3.1: Festlegung der einzelnen Punkte der Referenzfließkurve $\sigma_0(T)$ und des Norton-Bailey-Koeffizienten $n_{nb}(T)$ nach der Anpassung an den Vergütungsstahl 42CrMo4

Die Fließspannungen streben auch für höhere Vergleichsdehnraten $\dot{\epsilon}_{vM}$ sehr niedrige Werte an, wenn die Temperatur sich dem Schmelzpunkt nähert (s. Abbildung 3.11 links). Allerdings wird ein Wert von $\sigma_F = 0$ nie erreicht, da dies durch die dynamische Viskosität der Schmelze μ_∞ , die endlich hoch ist

($\mu_\infty > 0$), verhindert wird (s. Gleichung (2.22) und (2.23), S. 36).

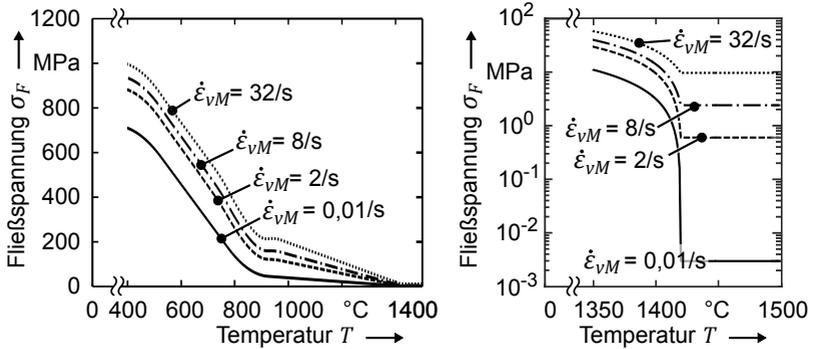


Abbildung 3.11: Extrapolation der Fließspannung auf höhere Dehnraten und Verhalten bei Überschreitung der Schmelztemperatur T_S (für $\mu_\infty = 0,1$ MPas)

Deren Funktion wird besonders bei Überschreitung der mit $T_S = 1420^\circ\text{C}$ definierten Schmelztemperatur ersichtlich. Für eine Temperatur $T \geq 1420^\circ\text{C}$ ist die Referenzfließspannung zu $\sigma_0 = 0$ definiert, wodurch Konvergenzprobleme hervorgerufen werden könnten. Dies wird hier jedoch vermieden, da durch das Produkt $\sigma_F = \mu_\infty \cdot \dot{\epsilon}_{vM}$ stets gewährleistet ist, dass eine bestimmte Fließspannung σ_F vorliegt (vgl. Gleichung (2.23), S. 36). Diese ist dehnratenabhängiger Verfestigung unterworfen, sodass z. B. mit $\mu_\infty = 0,1$ MPas und $\dot{\epsilon}_{vM} = 0,01/\text{s}$ eine Fließspannung von $\sigma_F = 0,003$ MPa entsteht, während eine Vergleichsdehnrates $\dot{\epsilon}_{vM} = 2/\text{s}$ eine Fließspannung $\sigma_F = 0,6$ MPa hervorruft (s. Abbildung 3.11 rechts). Dadurch wird auch bei eventueller Überschreitung der Schmelztemperatur eine zufriedenstellende Funktion des Solvers ermöglicht.

Thermische Materialeigenschaften

Bei der Berücksichtigung der thermischen Materialeigenschaften wurde die thermische Ausdehnung des Werkstoffs nicht berücksichtigt. Stattdessen wurde davon ausgegangen, dass ein Großteil der auftretenden Deformationen durch plastische Verformung verursacht wird.

Das Simulationsergebnis wird stark von den verwendeten Werten für die Wärmeleitfähigkeit λ sowie die spezifische Wärmekapazität c_p beeinflusst. Entsprechend wurden diese möglichst detailliert im Modell hinterlegt. Wie aus Abbildung 3.12 hervorgeht, wurden beide Größen in Abhängigkeit von der

3 Prozessmodell

Temperatur einbezogen. Hierfür wurden die in CVERNA (2002) gegebenen Werte für den nach ASTM-Standard definierten Werkstoff AISI 4130 verwendet. Dessen chemische Zusammensetzung entspricht eher dem Vergütungsstahl 25CrMo4 als dem verwendeten Stahl 42CrMo4, doch für diesen Werkstoff wurden in der Literatur keine experimentell ermittelten temperaturabhängigen Daten gefunden. Da sich die Wärmeleitfähigkeit wie auch die spezifische Wärmekapazität von 25CrMo4 und 42CrMo4 bei Raumtemperatur jedoch nur unwesentlich unterscheiden, wurden diese Größen auch bei höheren Temperaturen von 25CrMo4 auf 42CrMo4 übertragen.

Auch diese Datensätze reichten nicht bis zum Schmelzpunkt, sodass der für das RRS als relevant erachtete Temperaturbereich nicht vollständig abgedeckt war. Somit war eine Extrapolation auf höhere Temperaturen notwendig. Dazu wurde die Annahme getroffen, dass sich außerhalb der verfügbaren Messdaten keine wesentliche Änderung der jeweiligen Kenngröße mehr einstellt. Deshalb wurde die spezifische Wärmekapazität c_p bei Temperaturen über 800 °C als konstant definiert. Für die Wärmeleitfähigkeit λ standen Daten bis zu einer Temperatur von 1200 °C zur Verfügung, sodass auch hier eine Extrapolation notwendig war, die jedoch eine geringere Temperaturspanne umfasste (s. Abbildung 3.12).

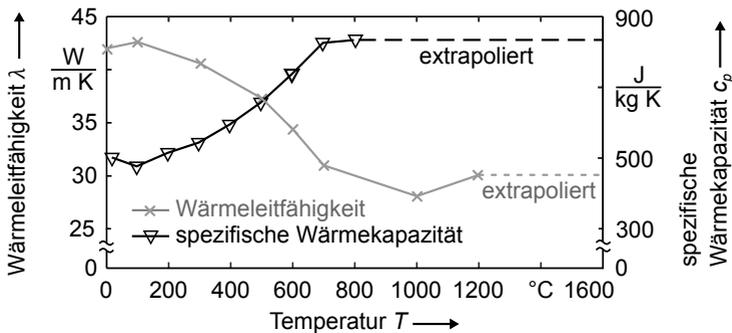


Abbildung 3.12: Temperaturabhängige Verläufe der spezifischen Wärmekapazität c_p und der Wärmeleitfähigkeit λ nach CVERNA (2002) (Datenpunkte) und bei Extrapolation auf höhere Temperaturen (Strichlinien)

Umwandlung von mechanischer Arbeit in Wärme

Während des RRS wird der erwärmte Werkstoff zum Teil stark plastisch deformiert. Dadurch wird Energie generiert, die zusätzlich zur Reibung an

den Kontaktflächen zu einer Erwärmung innerhalb der Bauteile führt. Diese Erwärmung ΔT_{mech} wird nach HOCHHOLDINGER & KLÖPPEL (2016) aus der Verformungsenergie berechnet, welche sich durch die Integration der Vergleichsspannung σ_{vM} über die plastische Dehnung ϵ_{pl} ergibt:

$$\eta_{pl} \int_{\epsilon_{pl}} \sigma_{vM} d\epsilon_{pl} = \rho c_p \Delta T_{mech} \quad (3.43)$$

Auf beiden Seiten dieses Zusammenhangs geht das Volumen V gleichermaßen ein, sodass es gekürzt werden kann. Somit kann die linke Seite von Gleichung (3.43) als spezifische mechanische Energie und die rechte Seite als spezifische thermische Energie interpretiert werden.

Dabei bestimmt der Wirkungsgrad η_{pl} den Anteil der mechanischen Arbeit, der in Wärme umgewandelt wird. Dieser wurde im Rahmen der Untersuchungen konstant zu $\eta_{pl} = 90\%$ angenommen. Basierend auf der resultierenden spezifischen Energie ergibt sich schließlich die Erwärmung ΔT_{mech} anhand der rechten Seite von Gleichung (3.43) aus der spezifischen Wärmekapazität c_p sowie der Dichte ρ .

3.4 Reibmodell

Das Reibmodell wurde unter der Annahme ausgewählt, dass die Festkörperreibung während des Prozesses infolge der Erwärmung der Stoßflächen schrittweise in Flüssigkeitsreibung übergeht. Zudem wurde im ersten Schritt der Einfluss der Relativgeschwindigkeit auf die Reibvorgänge vernachlässigt. Somit war es ausreichend, das in Abschnitt 2.6.3 beschriebene Reibmodell nach DOEGE & BEHRENS (2010) zu implementieren. Dazu wurde dem Coulomb-Reibungskoeffizienten η_0 ein konstanter Wert von 0,15 zugewiesen, während der Glättungskoeffizient zu $k_g = 2,0$ definiert wurde. Eine Kalibrierung dieser Werte auf Schweißungen verschiedener Parametersätze fand nicht statt. Stattdessen wurde der Ansatz eines selbstkonsistenten Modells verfolgt. Ein solches Modell bedarf innerhalb des betrachteten Parameterfensters keiner Nachbesserung, da alle relevanten Einflüsse berücksichtigt sind.

Die Reibschubspannung τ_{reib} wurde durch die temperaturabhängige Referenzfließspannung $\sigma_0(T)$ begrenzt, welche an den Werkstoff 42CrMo4 angepasst

3 Prozessmodell

war (s. Abschnitt 3.3.4). Die Umrechnung von $\sigma_0(T)$ in die Scherfestigkeit $\tau_F(T)$ erfolgte nach Gleichung (2.32) zu:

$$\tau_F(T) = \frac{\sigma_0(T)}{\sqrt{3}} \quad (3.44)$$

Das Reibmodell lautete somit:

$$\tau_{reib} = \tau_F(T) \left[\tanh \left(\frac{\eta_0 p_k}{\tau_F(T)} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (3.45)$$

Dieser Zusammenhang wurde mit Hilfe der benutzerspezifischen Subroutine USRFRC (Abk. für engl. „user friction“) in das Modell eingebunden. Im ersten Schritt wurde dabei anhand der Temperatur des kontaktierenden Knotens die zugehörige Referenzfließspannung $\sigma_0(T)$ ermittelt. Anschließend erfolgte die Berechnung der Scherfließspannung τ_F sowie der Reibschubspannung τ_{reib} . Zudem wurde bei der Implementierung des Reibmodells darauf geachtet, möglichst geringe Änderungen am bestehenden Quellcode vorzunehmen, um den Komplexitätsgrad nicht unnötig zu steigern. Deshalb wurde die gewünschte Reibschubspannung τ_{reib} aufgebracht, indem in der Subroutine der Wert der Variablen verändert wurde, welche eigentlich den Coulomb-Reibkoeffizienten η_0 repräsentierte. Dazu wurde durch den Quotienten aus τ_{reib} und p_k die veränderte Variable η'_0 gebildet:

$$\eta'_0 = \frac{\tau_{reib}}{p_k} \quad (3.46)$$

Diese Variable wurde am Ende der Subroutine an die Simulationsumgebung ausgegeben. Dadurch wurde die gewünschte Reibschubspannung als mechanische Randbedingung aufgebracht, da in LS-Dyna im weiteren Verlauf die Multiplikation von η'_0 und p_k erfolgte. Dies führte automatisch zur Berechnung des Wärmeeintrags an den Stoßflächen, welcher in Folge der Überlagerung der Relativgeschwindigkeit mit den entgegengesetzten Schubspannungen entstand.

Numerische Dämpfung

Es wurde festgestellt, dass die Berechnung beim Erstkontakt der Ebene mit der Welle instabil war, sodass die Zeitschrittweiten reduziert werden mussten oder die Berechnung im schlechtesten Fall nicht konvergierte. Dies konnte jedoch durch den Einsatz von numerischer Dämpfung vermieden

werden, indem die Konstanten der Newmark-Zeitintegration auf die Werte $\gamma_{nm} = 0,6$ und $\beta_{nm} = 0,38$ gesetzt wurden. Durch die Aufbringung einer zusätzlichen Dämpfung werden stärkere Abweichungen von idealer Energie- und Impulserhaltung zugelassen, was vor allem bei Kontaktproblemen zu einer verbesserten Konvergenz führen kann. Auf die genaue Funktion der numerischen Dämpfung wird im Rahmen dieser Arbeit nicht eingegangen, da diese in LSTC (2016) ausführlich beschrieben ist.

Die Dämpfung wurde lediglich während der ersten 0,01 s vollständig aufgebracht und anschließend innerhalb von 0,01 s linear auf 0 reduziert, da eine plötzliche Entfernung der Dämpfung zu Konvergenzproblemen führen kann (LSTC 2016). Dadurch konnte ein deutlich stabilerer Ablauf der Berechnung gewährleistet werden. Die Beeinträchtigung der Simulationsergebnisse durch den Einsatz der numerischen Dämpfung kann als sehr gering angenommen werden, da die Abweichungen nur während einer Zeitspanne zugelassen wurden, welche im Vergleich zu den untersuchten Prozesszeiten sehr kurz war.

3.5 Zusammenfassung

In den vorherigen Abschnitten wurde der Aufbau eines Finite-Elemente-Modells beschrieben, dessen wichtigste Bestandteile spezielle Reib- und Materialmodelle sind, welche das Verhalten des während des Reibschweißens plastifizierten Stahls abbilden. Das verwendete Reibmodell berücksichtigt sowohl die Coulombsche Reibung als auch die Flüssigkeitsreibung und ermöglicht zudem einen numerisch stabilen Übergang zwischen beiden Bereichen. Da die maximal auftretende Reibschubspannung an die temperaturabhängige Referenzfließspannung gekoppelt wurde, ist auch die Begrenzung des Wärmeeintrags durch die thermische Entfestigung des Materials im Modell enthalten. Zur gemeinsamen Beschreibung von elastischem und plastischem bzw. viskosem Verhalten des Werkstoffs wurde ein viskoelastisches Maxwell-Modell in die Software LS-Dyna implementiert. Dabei wurde der Einfluss der Dehnung auf die Festigkeit des Werkstoffs vernachlässigt. Stattdessen wurde nach SCHMICKER ET AL. (2013A) ein Nicht-Newtonsches Carreau-Fluidgesetz verwendet, um das Fließverhalten temperatur- und dehnratenabhängig zu beschreiben.

3 Prozessmodell

Die Anpassung der Kenngrößen des Materialmodells an den Vergütungsstahl 42CrMo4 wurde dabei vereinfacht, sodass lediglich einzelne Eckpunkte und ein Glättungsparameter angegeben werden mussten.

Es sei vorweggenommen, dass in Verbindung mit der regelmäßigen Neuvernetzung der deformierten Probengeometrien charakteristische Merkmale des Prozesses, wie die Wulstbildung, die Längenverkürzung der Proben und das Auftreten von sehr hohen Temperaturen im Bereich der Schmelztemperatur, dargestellt werden konnten. Dazu wird auf die Validierung des Modells anhand von Messergebnissen in Kapitel 5 dieser Arbeit verwiesen.

4 System- und Messtechnik

4.1 Allgemeines

Dieses Kapitel beinhaltet die Beschreibung der System- und Messtechnik, die im Rahmen der Arbeit entwickelt und verwendet wurde. Um eine Anwendung des hybriden Rotationsreibschweißens zu ermöglichen, war zunächst der Umbau einer bereits vorhandenen Schwungrad-Rotationsreibschweißanlage erforderlich. Dieser wird in Abschnitt 4.2.1 erläutert. Zudem wird in Abschnitt 4.3 die Integration eines Ultraschall-Messsystems in die Anlagentechnik beschrieben. Das Potential des Messsystems zur Prozessüberwachung und zur In-situ-Detektion verschiedener Störungen wird in Abschnitt 4.4 untersucht. Der Aufbau des Messsystems sowie weitere Ergebnisse wurden bereits in KEßLER ET AL. (2017) sowie KEßLER & ZÄH (2017) veröffentlicht.

4.2 Versuchsaufbau

4.2.1 Rotationsreibschweißanlage

Die Experimente wurden an der Rotationsreibschweißanlage des *iwb* durchgeführt, die im Rahmen eines vorangegangenen Forschungsprojekts entwickelt und aufgebaut worden war (LOTZ 2012, ZÄH ET AL. 2009). Die Maschine verfügt über einen Hydraulikzylinder, über den Druckkräfte von bis zu 800 kN aufgebracht werden können. Zusätzlich kann die rotierende Seite mit bis zu 1300 U/min bewegt werden. Die Steuerung der Anlage erfolgt über ein Controller Board der Firma *dSPACE* vom Typ DS1103, wodurch die Signale der eingesetzten Drehzahl-, Druck- und Wegsensoren mit einer Abtastrate von 1000 Hz eingelesen werden. Für eine genaue Beschreibung des Aufbaus der Anlage sowie der eingesetzten Sensorik und Aktorik wird auf LOTZ (2012) verwiesen.

4 System- und Messtechnik

Im Folgenden wird lediglich auf Anlagenkomponenten eingegangen, die modifiziert bzw. ersetzt wurden.

Ursprünglich war die Anlage für den Betrieb mit Schwungmassen konzipiert. Im Rahmen dieser Arbeit wurden jedoch die Durchmesser der An- und Abtriebs-scheiben ($D_{Antrieb}$ bzw. $D_{Abtrieb}$) des Motors annähernd verdoppelt, wodurch ausreichend Leistung für die Durchführung von Schweißungen mit kontinuierlichem Antrieb übertragen werden konnte (s. Abbildung 4.1).

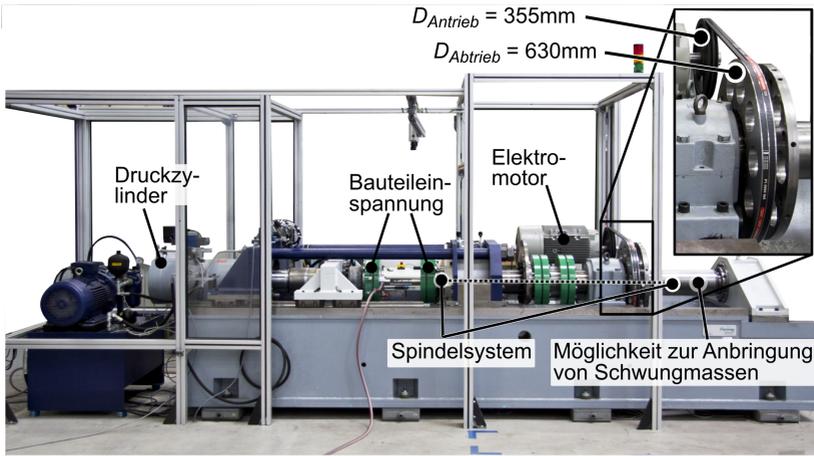


Abbildung 4.1: Wesentliche Komponenten der Rotationsreißschweißanlage des iwj; motorbetriebene Schweißungen waren ohne zusätzliche Schwungmassen nach Vergrößerung der Antriebs- und Abtriebscheiben möglich

Allerdings wurde keine Bremse verwendet, um die rotierenden Massen nach Abschaltung der Spindel gezielt zu verzögern. Das Spindelsystem weist jedoch auch ohne Schwungmassen ein Massenträgheitsmoment von ca. 15 kgm^2 auf, sodass ein hohes Maß an kinetischer Energie für die Schweißung genutzt wurde. Somit beinhaltet der Prozess sowohl Merkmale des KRS als auch des SRS, weshalb die verwendete Anlagentechnik als hybrides System bezeichnet werden kann (s. Abbildung 2.1 auf S. 6).

Trotz der Umbaumaßnahmen reichte die Leistung des Antriebs nicht aus, um die Drehzahl bei den verwendeten Probenquerschnitten aufrechtzuerhalten. Deshalb wurde die Axialkraft bei allen Schweißungen zu Beginn verzögert aufgebracht, sodass die Proben erst nach $0,4\text{ s}$ mit der vollen Reibkraft beaufschlagt

wurden. Bei Erreichen der Reibkraft waren die anfangs kalten Stoßflächen somit bereits erwärmt und entfestigt, wodurch das zu Prozessbeginn auftretende Maximum des Prozessmoments wesentlich geringer ausfiel. Mit Hilfe dieser Maßnahme konnte eine Überlastung des Antriebsmotors und des zugehörigen Frequenzumrichters vermieden werden.

4.2.2 Verwendeter Werkstoff und Probengeometrie

Für die Durchführung der Versuche wurde hinsichtlich der Probengeometrie und des Probenwerkstoffs eine Standardkonfiguration festgelegt. Von dieser Konfiguration wurde nur in Einzelfällen abgewichen, um spezielle Effekte zu untersuchen. Sofern dies im Folgenden nicht anders beschrieben ist, wurden die Stoßflächen der Proben vor der Schweißung plangedreht und gesäubert, sodass die Qualität der Oberflächen weitestgehend konstant war und Verunreinigungen vermieden wurden. Für die drehende und die drehstarre Seite wurden Wellen unterschiedlicher Abmessungen verwendet, der Durchmesser der zu verschweißenden Stirnseite betrug jedoch einheitlich 40 mm. Im Bereich der Einspannung wurde der Durchmesser auf 50 mm erhöht, um über die Spanntechnik höhere Drehmomente und Kräfte übertragen zu können (s. Abbildung 4.2).

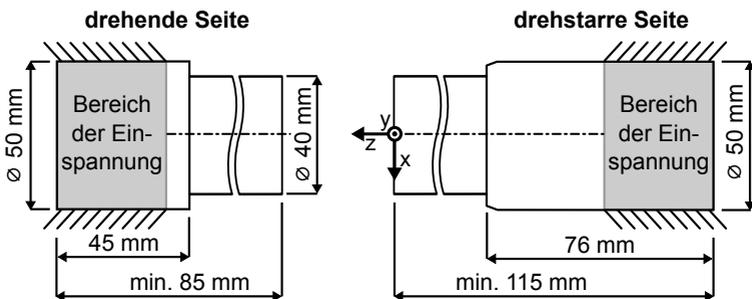


Abbildung 4.2: Probengeometrie der Reibschweißungen für artgleiche 42CrMo4-Verbindungen

Alle Reibschweißungen wurden als artgleiche Verbindung des Vergütungsstahls 42CrMo4 ausgeführt. Dieser Werkstoff wird häufig reibgeschweißt, da er durch den hohen Kohlenstoffgehalt von ca. 0,42 % mit Schmelzschweißverfahren nur schwer gefügt werden kann. Gleichzeitig weist er neben seiner guten Festigkeit

auch eine hohe Zähigkeit auf und ist somit für viele Anwendungen vorteilhaft. Die Probekörper wurden jeweils für mehrere Schweißungen verwendet. Dabei wurde darauf geachtet, dass die Gesamtlänge der Bauteile vor dem Schweißen oberhalb eines definierten Mindestmaßes lag, welches für die drehende Seite auf 85 mm und für die stehende Seite auf 115 mm festgelegt wurde. Durch diese Maßnahme sollte die Beeinflussung des Prozesses durch variierende Abstände der Stoßflächen zur Einspannung gering gehalten werden. Die Einspannung kann als Wärmesenke betrachtet werden, welche die Abkühlung der Proben beschleunigt. Deshalb sollte die Position dieser thermischen Randbedingung nicht in zu großem Maßstab verändert werden.

4.2.3 Prozessparameter

Neben der Verwendung eines einheitlichen Werkstoffs und einer definierten Probengeometrie wurde auch für die Prozessparameter eine Standardeinstellung festgelegt. Zu Beginn des Prozesses wurde eine Drehzahl $n = 1000$ U/min vorgegeben. Außerdem wurde die Axialkraft F während der Reibphase innerhalb von 0,4 s rampenförmig auf 100 kN erhöht (s. Abbildung 4.3).

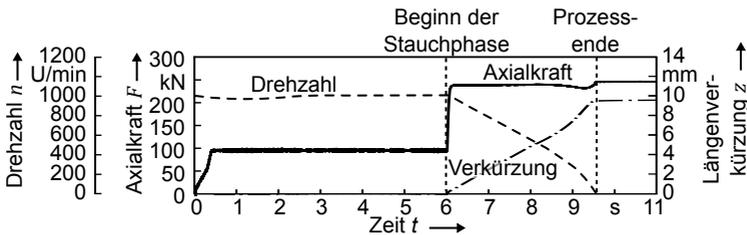


Abbildung 4.3: Standardmäßig verwendete Prozessparameter für die Verschweißung von Wellen des Durchmessers 40 mm und entsprechender Verlauf der Längenverkürzung

Anschließend fand nach 6 s ein direkter Übergang von der Reib- in die Stauchphase statt. Somit wurde die Stauchkraft gleichzeitig zur Abschaltung des Motors sprunghaft auf 244 kN gesteigert. Während der folgenden 3 s ($t = 6,0$ s bis $t = 9,0$ s) nahm die Längenverkürzung der Proben weitgehend linear zu. Erst bei Unterschreitung einer Drehzahl von ca. 300 U/min war eine schnellere Verkürzung zu verzeichnen, die mit dem Spindelstillstand bei $t = 9,6$ s abrupt

endete. Final konnte daraufhin eine Verkürzung von ca. 9,5 mm festgestellt werden.

4.2.4 Wegregelung

Das Rotationsreibschweißen kann unter Vorgabe von konstanten Reib- und Stauchdrücken als kraftgeregelter Prozess durchgeführt werden. Dadurch soll erreicht werden, dass die Verläufe der Kontaktspannungen an den Stoßflächen reproduzierbar sind. Bisherige Erfahrungswerte weisen darauf hin, dass durch die kraftgeregelter Prozessführung eine hohe Prozesssicherheit gewährleistet ist (LOTZ 2012).

Nachteilig kann jedoch sein, dass die entstehende Längenverkürzung der Bauteile aufgrund von Schwankungen der Materialeigenschaften oder anderen Störgrößen variiert. Auch bei dem in dieser Arbeit verwendeten Versuchsaufbau traten bei kraftgeregelter Prozessführung trotz identischer Prozessparameter Streuungen auf, sodass die Längenverkürzung zwischen einzelnen Versuchen um ca. 0,6 mm variierte (s. Abbildung 4.4).

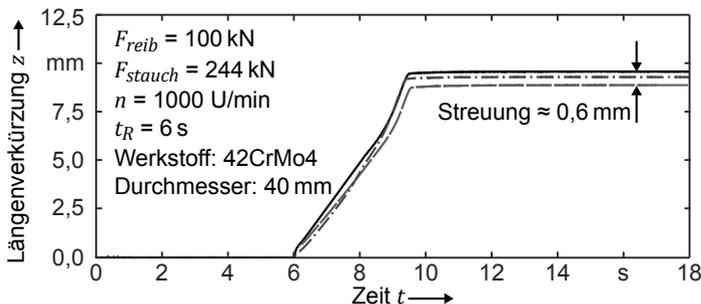


Abbildung 4.4: Streuung der Längenverkürzung bei kraftgeregelter Prozessführung und identischen Schweißparametern

Bei einem Großteil der durchgeführten Versuche war es von besonderer Relevanz, eine möglichst geringe Streuung der Längenverkürzung zu gewährleisten. Deshalb wurde eine Wegregelung entwickelt, die darauf basierte, dass Abweichungen der Axialkraft vom eigentlichen Nenn-Kraftwert zugelassen wurden. Dazu wurde in der Anlagensteuerung ein Regler implementiert, mit dessen Hilfe die Längenverkürzung entlang einer zuvor aufgezeichneten Trajektorie

geführt werden konnte.

Die Regelung der Längenverkürzung wird dadurch erschwert, dass sich die Abweichung der Ist-Axialkraft innerhalb eines definierten Toleranzbands befinden sollte. Dieses umgibt den Nennwert der Axialkraft, welcher bei kraft geregelter Prozessführung als konstant vorgegeben wird. Dadurch soll eine Beeinflussung der Verbindungseigenschaften durch unzulässig starke Kraftschwankungen vermieden werden. In BENN & TOWLER (1988) wird deshalb beispielsweise vorgeschlagen, die Kraftabweichung auf einen Bereich von $\pm 10\%$ um den Nennwert einzuschränken.

Bei der verwendeten Reibschweißanlage wird die Axialkraft aufgebracht, indem die beiden Kammern des Hydraulikzylinders mit unterschiedlichen Drücken beaufschlagt werden. Dazu steht ein Regelventil zur Verfügung, welches über einen PI-Regler unterschiedlich weit geöffnet werden kann. Wurden die Versuche kraft geregelt durchgeführt, erhielt der Regler die Differenz aus Soll- und Ist-Kraft als Eingangsgröße, während die Ventilöffnung als Stellgröße diente. Die Wegregelung wurde hingegen dadurch umgesetzt, dass die Stauchkraft abhängig von der Soll-Ist-Abweichung der Längenverkürzung angepasst wurde. Diese sollten jedoch, wie zuvor erwähnt, auf einen Bereich von $\pm 10\%$ um den Nennwert der Axialkraft F_{nenn} begrenzt werden. Durch diese Einschränkung ergibt sich die Problematik, dass die Regelstrecke Bereiche aufweist, die sich verstärkt nichtlinear verhalten.

Dadurch wird die Anwendung konventioneller PI- oder PID-Regler erschwert, obwohl diese aufgrund ihrer geringen Anzahl an Einstellgrößen von Vorteil sein können. In LOTZ (2012) wurde ein PI-Regler verwendet, um bei einem Schwungrad-Reibschweißprozess die Variation der Längenverkürzung zu verringern. Dazu wurde die Soll-Ist-Abweichung der Verkürzung als Eingangsgröße des Reglers verwendet. Allerdings lag die Genauigkeit dieser Regelung im Zehntelmillimeter-Bereich, während die Axialkraft den Nennwert teils um mehr als 10% überschritt. Nur mit Hilfe eines im Vergleich zu PI-Reglern sehr komplexen Künstlichen Neuronalen Netzes oder einer Optimalen Zustandsregelung konnten die Toleranzen bei Einhaltung der Kraftgrenzen auf ein zufriedenstellendes Maß begrenzt werden.

Die Anpassung der in LOTZ (2012) beschriebenen Regler muss für jeden Parametersatz neu erfolgen; zudem ist die Nachbildung bestimmter Abschnitte des Prozesses durch Modelle erforderlich. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit

wurde deshalb versucht, den Aufwand für den Aufbau der Wegregelung zu reduzieren und ihren Einsatz für unterschiedliche Parametersätze zu erleichtern. Dazu wurde ein Ansatz gewählt, durch den analog zur Kraftregelung ein konventioneller PI-Regler zur Ansteuerung des Hydraulikventils des Druckzylinders genutzt werden konnte. Die Begrenzung der Kraftabweichung auf einen Bereich von $\pm 10\%$ um den Nennwert fand dadurch statt, dass die Soll-Ist-Abweichung der Längenverkürzung bei Wegregelung in eine veränderte Soll-Kraft $F_{soll\ WR}$ überführt wurde. Dazu wurde $F_{soll\ WR}$ innerhalb einer Soll-Ist-Abweichung der Längenverkürzung $\Delta z = z_{soll} - z_{ist}$ von $\pm 0,1$ mm linear bis auf 110 % bzw. 90 % der Nenn-Kraft F_{nenn} angepasst. Kräfte außerhalb dieses Bereichs wurden auch bei stärkeren Abweichungen der Verkürzung nicht zugelassen (s. Abbildung 4.5).

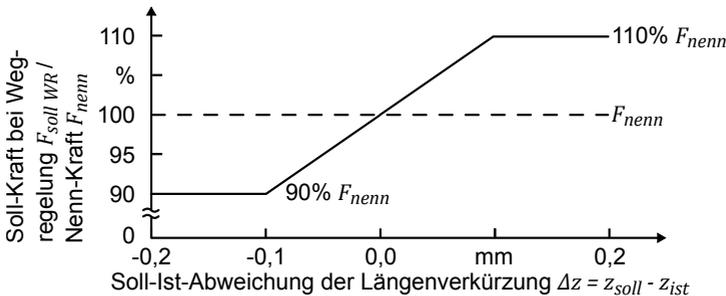


Abbildung 4.5: Begrenzte Anpassung der Soll-Kraft in Abhängigkeit der Abweichung zwischen Ist- und Soll-Verkürzung der Bauteile

Somit konnte der PI-Regler zur Einstellung der Ventilöffnung verwendet werden, während die Regelparameter der Kraftregelung beibehalten werden konnten (s. Abbildung 4.6). Der PI-Regler erhielt stets die Differenz aus Soll-Axialkraft F_{soll} und Ist-Axialkraft F_{ist} als Eingangsgröße. Bei Wegregelung wurde lediglich statt der Nenn-Kraft F_{nenn} die Kraft $F_{soll\ WR}$ als F_{soll} definiert. Dadurch war die geforderte nichtlineare Einschränkung der Axialkraft gewährleistet, ohne dass die Funktion der Regelung der Ventilöffnung durch Sättigungseffekte beeinträchtigt wurde. Die Wegregelung war nicht während der gesamten Prozessdauer notwendig, da bei den verwendeten Probengeometrien zu Beginn keine signifikante Verkürzung auftrat. Die Umschaltung von Kraft- auf Wegregelung erfolgte erst während der Stauchphase bei Unterschreitung einer Drehzahl von 600 U/min, wenn deutliche plastische Verformung zu erkennen

war.

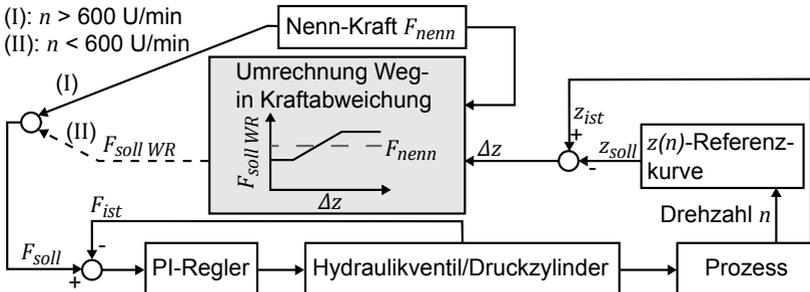


Abbildung 4.6: Wegregelung durch Umwandlung der Wegabweichung Δz in eine angepasste Soll-Kraft $F_{soll WR}$ innerhalb der Regelstrecke

Für den Einsatz der Wegregelung war es erforderlich, den Verkürzungs-Zeit-Verlauf einer kraftgeregelten Schweißung aufzuzeichnen, welcher im Anschluss als Referenz- bzw. als Soll-Kurve z_{soll} verwendet werden konnte. Die Prozessparameter (Drehzahl, Reibzeit, Reibkraft, Stauchkraft) dieser Referenzschweißung mussten auch bei weggeregelter Prozessführung verwendet werden. Wie bereits durch BENN & TOWLER (1988) empfohlen, erwies es sich als vorteilhaft, die Referenzkurve der Längenverkürzung als Funktion der Drehzahl darzustellen. Die Verwendung einer Verkürzungs-Zeit-Funktion ist vor allem problematisch, wenn die Prozesszeit kürzer ausfällt als erwartet. Dadurch würde die Schweißverbindung zu früh erkalten, sodass das Fertigmaß der Proben nicht mehr durch die aufgebrauchte Kraft beeinflusst werden kann (LOTZ 2012).

Zur Bewertung der Genauigkeit des entwickelten Regelungsansatzes wurden sechs Schweißungen durchgeführt, in denen die Prozessparameter identisch zum Referenzversuch gewählt wurden. Ein Vergleich der resultierenden Längenverkürzungen zeigte anschließend, dass die Streuung im Vergleich zu einer kraftgeregelten Prozessführung signifikant reduziert werden konnte. Wie aus Abbildung 4.7 hervorgeht, war die Differenz geringer als 0,06 mm, während im kraftgeregelten Prozess Streuungen von bis zu 0,6 mm beobachtet worden waren (s. Abbildung 4.4).

Innerhalb des zulässigen Kraftbereichs konnte der Prozess somit soweit beeinflusst werden, dass die Variation der Bauteillänge auf ein zufriedenstellendes Ausmaß reduziert werden konnte. Wie in Kapitel 6 beschrieben, war zudem die Übertragung der Wegregelung auf andere Parametersätze notwendig. Auch

hierbei war der gewählte Regelungsansatz von Vorteil. Da lediglich eine Schweißung zur Bestimmung des Weg-Drehzahl-Referenzverlaufs durchgeführt werden musste, war der Aufwand für den Einsatz der Regelung sehr gering.

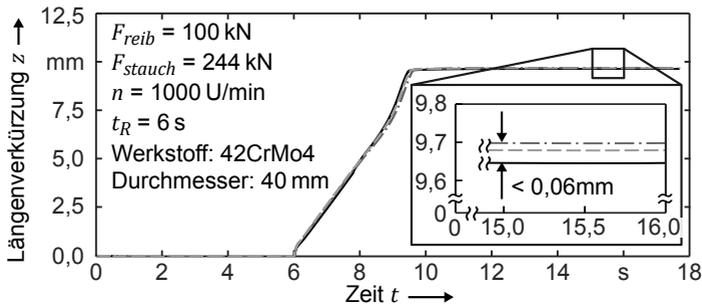


Abbildung 4.7: Reduzierte Streuung der Längenverkürzung durch Anwendung der Wegregelung (maximale Über- und Unterschreitung des Sollwerts in sechs Versuchen)

4.3 Ultraschall-Prozessüberwachung

Wie aus der Literaturrecherche gemäß Abschnitt 2.4 hervorgeht, ist ein Großteil der zerstörungsfreien Prüfverfahren entweder nicht zur In-situ-Anwendung während des Rotationsreibschweißens geeignet oder hierfür als unwirtschaftlich einzustufen. Im Rahmen dieser Arbeit konnte jedoch in Vorversuchen festgestellt werden, dass durch die Ultraschallprüftechnik Rückschlüsse auf die Vorgänge während des Schweißprozesses gezogen werden können. Entsprechend wurde im nächsten Schritt ein leistungsfähiges Messsystem aufgebaut, dessen Potential zur Detektion unterschiedlich gearteter Störgrößen anschließend aufgezeigt wurde.

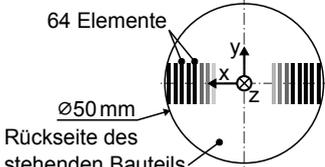
4.3.1 Integration des Messsystems

Um die auftretenden Effekte möglichst detailliert darstellen zu können, wurde ein Phased-Array-Messsystem verwendet, dessen Vorteile und Merkmale in Abschnitt 2.5.4 beschrieben wurden. Wie aus Tabelle 4.1 hervorgeht, wurde dazu ein Linearprüfkopf mit 64 Elementen verwendet, die bei einer Prüffrequenz

4 System- und Messtechnik

von 5,2 MHz betrieben wurden (Hersteller: KARL DEUTSCH GmbH & Co. KG). Der Prüfkopf wurde innerhalb der Spannzange der rotationsstarrten Seite so gelagert, dass die Schwinger an der Rückseite symmetrisch zum Probenquerschnitt orientiert waren.

Prüffrequenz:	5,2 MHz
Elementbreite w :	10 mm
Anzahl der Elemente:	64
Elementpitch p :	0,8 mm
Lücke g :	0,1 mm
Gesamte aktive Länge L :	51,1 mm



64 Elemente
Ø50 mm
Rückseite des stehenden Bauteils

Tablle 4.1: Spezifikationen des verwendeten Linearprüfkopfs (links) und symmetrische Positionierung der Elemente des Prüfkopfs auf der Rückseite des stehenden Bauteils (rechts)

Vor dem Einlegen der Schweißproben in die Spannvorrichtung wurde an deren Rückseite das Koppelmittel ECHOTRACE der Firma KARL DEUTSCH GmbH & Co. KG aufgebracht. Daraufhin wurde die Probe gespannt, während der Prüfkopf durch einen Federbolzen gegen die Probe gedrückt wurde. Im Anschluss konnten Schallwellen in das Werkstück eingekoppelt werden (s. Abbildung 4.8).

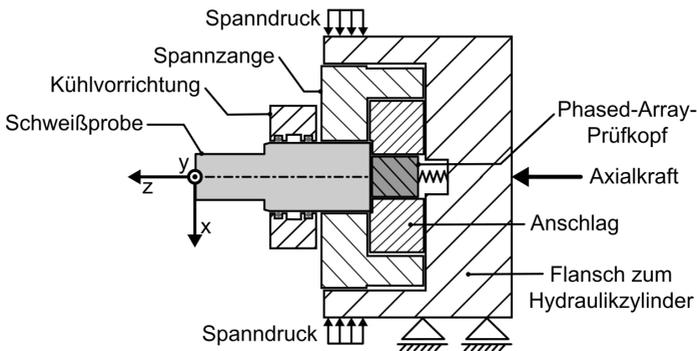


Abbildung 4.8: Einbau des Phased-Array-Prüfkopfs in die Spanntechnik der Reibschweißanlage

Zudem war es notwendig, einer zu starken thermischen Belastung des Prüfkopfs vorzubeugen, da dessen Piezoelemente lediglich für Temperaturen bis ca. 50 °C geeignet waren. Aufgrund dessen wurde die Mantelfläche des Werkstücks wassergekühlt. Der Abstand zwischen dem Beginn der Kühlung und

der Stoßfläche betrug in axialer Richtung stets mehr als 30 mm, um den Einfluss der Kühlung auf den Schweißprozess zu gering zu halten.

4.3.2 Signalauswertung und -verarbeitung

Zur Auslösung von Schallimpulsen und zur Auswertung der Signale des Linearprüfkopfs wurde das tragbare Phased-Array-Prüfgerät GEKKO durch die KARL DEUTSCH GmbH & Co. KG zur Verfügung gestellt. Um die Datenaufzeichnung zwischen dem Prüfgerät und der Anlagensteuerung zu synchronisieren, wurde die Schnittstelle des Prüfgeräts genutzt, welche eigentlich für Positions-Encoder vorgesehen ist. Das notwendige Transistor-Transistor-Logik-Signal eines Weggebers wurde in der Anlagensteuerung nachgebildet und über einen Digitalausgang zum Prüfgerät übermittelt. Dadurch konnten die Messungen zeitgleich gestartet werden. Zudem ermöglichte dies auch die Beeinflussung der Frequenz zur Aufzeichnung der Signale des Ultraschallprüfkopfs, welche auf 20 Hz festgelegt wurde. Wie bereits in Abbildung 2.10 in Abschnitt 2.5.4 dargestellt ist, wurden die erstellten C-Bilder somit über die Zeit anstatt über den Weg aufgetragen.

Bei den Messungen wurde die Schallgeschwindigkeit im verwendeten Vergütungsstahl 42CrMo4 zu 5920 m/s angenommen. Die Signale des Prüfkopfs wurden analog um 40 dB sowie digital um 4 dB verstärkt. Bei allen Versuchen wurde ein Sektor-Scan verwendet. Das Schallfeld wurde hierbei speziell an die Geometrie der standardmäßig verwendeten Proben angepasst. An der Abstufung des Probenquerschnitts auf einen geringeren Durchmesser (vgl. Abschnitt 4.2.2) traten bei gleichzeitiger Auslösung aller Elemente starke Reflexionen auf. Um die Stärke dieser Störsignale zu verringern, wurde die Reihenfolge der Salven so gestaltet, dass sich das Schallfeld erst im Bereich der Stoßflächen auf den vollen Probendurchmesser aufweitete. Im Anschluss war an der Abstufung des Probendurchmessers keine Störung der Signale mehr zu erkennen. Zudem konnten nach wie vor alle 64 Elemente des Prüfkopfs verwendet werden. Dies war von Vorteil, da eine Reduktion der Anzahl der aktiven Elemente auch zu einer Reduktion der Schalldrücke geführt hätte. Dies hätte auch die Zuverlässigkeit der Detektion von Fehlstellen verringert (vgl. Abschnitt 2.5.2).

4.3.3 Referenzversuch

Da der zuvor beschriebene Versuchsaufbau in der Literatur bisher nicht beschrieben ist, wurde im ersten Schritt grundsätzlich untersucht, inwiefern sich der Prozessverlauf in den Ergebnissen des Ultraschall-Messsystems äußert. Dazu wurde eine Schweißung mit den zuvor beschriebenen Standardparametern durchgeführt (vgl. Abschnitt 4.2.2 und Abschnitt 4.2.3), während mit Hilfe des Messsystems gleichzeitig ein C-Bild aufgezeichnet wurde (s. Versuch Nr. 4-1, Tabelle 4.2). Die Stoßflächen der Proben wurden vor der Schweißung plangedreht, optisch auf Verunreinigungen kontrolliert und anschließend mit Isopropanol entfettet.

Anhand des generierten C-Bilds waren zahlreiche Rückschlüsse auf den Prozessablauf möglich. Wie aus Abbildung 4.9 hervorgeht, war die Einreibphase zu Beginn der Schweißung anhand der rot dargestellten Reflexionen erkennbar, die im Folgenden immer schwächer wurden. Bei $t = 1,3$ s war der innere Bereich weitestgehend durchlässig, während er sich zuvor von ca. 70 % des Radius hin zur Bauteilmitte ausgebreitet hatte.

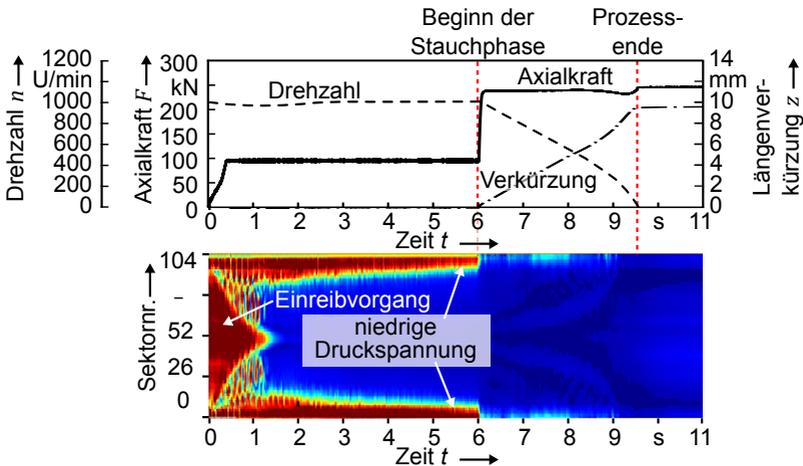


Abbildung 4.9: Charakteristische Ausbildung des C-Bilds bei einer artgleichen Schweißung von 42CrMo4; Versuch Nr. 4-1 (stark reflektierende Bereiche: rot, schwach reflektierende Bereiche: blau)

Dies kann mit der Plastifizierung des Werkstoffs in Folge der Erwärmung erklärt werden, welche aufgrund der abfallenden Relativgeschwindigkeit von

außen nach innen fortschreitet. Möglicherweise wirkt der erhitzte Werkstoff als eine Art Koppelmittel zwischen den Bauteilen, welches das Rauheitsprofil der Stoßflächen einebnet und sie somit durchlässig für Schallwellen macht.

Zusätzlich war während der gesamten Reibphase ein randnaher Bereich mit starken Reflexionen zu erkennen, dessen Ausdehnung sich nur langsam verringerte. Dies wird darauf zurückgeführt, dass im Randbereich lediglich niedrige Druckspannungen auftreten, sodass die Einebnung des Rauheitsprofils durch erhitztes Material verzögert wird. Mit der Aufbringung der Stauchkraft nach 6 s wurde jedoch auch die Durchschallung am Rand möglich. Eine Begründung hierfür könnte die schnelle Verdrängung des zuvor erwärmten Werkstoffs sein, welche aufgrund der schlagartig erhöhten Axialkraft entsteht. Diese könnte auch im Randbereich zur Einebnung des Rauheitsprofils führen. Bis zum Ende des Schweißprozesses waren auch im Randbereich nur noch vereinzelte, schwache Reflektionen erkennbar. Im Anschluss an den Stillstand der Spindel waren nur noch blau gefärbte Bereiche vorhanden, was als Indiz für eine rissfreie Schweißverbindung gewertet werden kann.

4.4 Detektierbare Störgrößen

Die Ergebnisse des Referenzversuchs ermöglichten sehr detaillierte Rückschlüsse auf verschiedene Prozessphänomene. Deshalb wurden im nächsten Schritt weitere Versuche durchgeführt, um zusätzliche Anwendungsmöglichkeiten für den Messaufbau zu finden (s. Tabelle 4.2).

Versuchs- nr.	Stoßflächen- vorbereitung	Art der Prozess- führung	Art der Aus- wertung
4-1	plangedreht, entfettet	Kraftregelung	C-Bild
4-2	plangedreht, entfettet	Kraftregelung	Längenmessung
4-3	plangedreht, korrodiert	Wegregelung	C-Bild
4-4	gesägt, entfettet	Wegregelung	C-Bild

Tabelle 4.2: Unterschiede in der Stoßflächenvorbereitung, der Prozessführung und der Art der Auswertung der durchgeführten Versuche

Durch die Verlangsamung der Schallgeschwindigkeit im Bereich der Prozesszone wurde nun auch die Ausbildung des Temperaturfelds nachvollziehbar. Des Weiteren wurde der Einfluss sägerauer und korrodierter Stoßflächen auf die Ultraschall-Messergebnisse untersucht. Die Genauigkeit des Messsystems

wurde im Anschluss mit einer konventionellen Parameterüberwachungsmethode verglichen. Dazu wurde eine Erreichung der Ober- und Untergrenzen des Kraftverlaufs während der Wegregelung als Überwachungskriterium verwendet (s. Abbildung 4.5, S. 83). Dies sollte eine Beurteilung des Mehrwerts der In-situ-Ultraschallprüfung ermöglichen.

Einfluss des Temperaturfelds

Wie in Abschnitt 2.5.3 beschrieben wurde, verringert sich die longitudinale Schallgeschwindigkeit in Stahl mit steigender Temperatur signifikant, sodass die Schallgeschwindigkeit bei $T = 1400 \text{ °C}$ bereits um ca. 20% geringer ist als bei Raumtemperatur. Bei der Durchführung der In-situ-Messungen wurde im Prüfgerät jedoch stets eine konstante Schallgeschwindigkeit hinterlegt (vgl. Abschnitt 4.3.1), um im Zusammenhang mit der Laufzeit der Schallwellen den Abstand von Reflektoren zu berechnen.

Um den Einfluss der Bauteilerwärmung auf die Laufzeit der Schallwellen zu bestimmen, wurden in Versuch 4-2 erneut zwei Proben unter Anwendung der Standard-Versuchsparameter verschweißt (s. Tabelle 4.2). Die Gesamtlänge beider Proben wurde auf verschiedene Arten erfasst. Zum einen wurde der Abstand zwischen der Rückseite der rotierenden Probe und dem Prüfkopf anhand der Laufzeit der Ultraschallwellen nachvollzogen. Zum anderen wurde auch über das Längenmessgerät der Reibschweißanlage (Heidenhain-Glasmaßstab, Genauigkeitsklasse 5 μm) ermittelt, welche Länge die Proben aufwiesen bzw. ob aufgrund der Schweißung eine Verkürzung auftrat. Indem die Ergebnisse beider Messverfahren auf Übereinstimmung überprüft wurden, konnte somit festgestellt werden, ob eine Beeinflussung der Schallausbreitung durch den Schweißprozess auftritt.

Wie aus Abbildung 4.10 a) hervorgeht, zeigte das Längenmessgerät zu Beginn des Prozesses keine Verkürzung der Bauteile an. Im Gegensatz dazu deutete die Abstandsmessung durch Ultraschall auf eine kontinuierlich ansteigende Bauteillänge hin. Nach 6 s, d. h. nach dem Ende der Reibphase, hatte die Differenz zwischen den Messverfahren Δz_{th} einen Maximalwert von 2,7 mm erreicht. Dies wird darauf zurückgeführt, dass die Bauteile ausgehend von den Stoßflächen in Axialrichtung erwärmt werden, wobei mit fortschreitender Erwärmung auch die Laufzeiten der Schallwellen steigen.

Erst durch die anschließend aufgebraachte Stauchkraft wurde erhitztes Material in den Wulst verdrängt, wodurch die Breite des thermisch beeinflussten

Bereichs und damit auch die Abweichung zwischen den Messverfahren verringert wurde. Deshalb sank die Differenz zunächst langsam ab, da der Effekt des Materialflusses im Vergleich zum Wärmeeintrag stärker war. Kurz vor dem Stillstand der Spindel war jedoch ein schlagartiger Rückgang der Differenz zu verzeichnen. Möglicherweise wurde dies durch die schnellere Verkürzungsgeschwindigkeit und den damit verbundenen Abtransport erwärmten Materials verursacht, welcher aufgrund der geringen Spindeldrehzahl nicht mehr kompensiert werden konnte.

Nach dem Stillstand der Spindel, der mit dem Ende der Verkürzung einherging, wurde die Ausbreitung der Wärme nicht mehr durch die Längenverkürzung kompensiert. Aufgrund dessen war bis $t = 30\text{ s}$ ein Anstieg der Differenz zu verzeichnen. Im Anschluss näherten sich die Messergebnisse aufgrund der Abkühlung der Bauteile wieder an, bis sie bei $t = 425\text{ s}$ weitestgehend übereinstimmten (s. Abbildung 4.10 b)).

Die Ergebnisse weisen somit darauf hin, dass die Laufzeiten der Schallwellen deutlich durch den Schweißprozess beeinflusst werden. Dieser Effekt kann genutzt werden, um Rückschlüsse auf die Erwärmung der Proben in axialer Richtung zu ziehen. Hierzu muss die Probengeometrie nicht durch Bohrungen für Thermoelemente oder ähnliches beeinträchtigt werden. Außerdem sind mit Hilfe der Schallwellen auch Bereiche der Messung zugänglich, die während der Schweißung stark deformiert und erwärmt werden, sodass Thermoelemente dort nur eingeschränkt genutzt werden könnten.

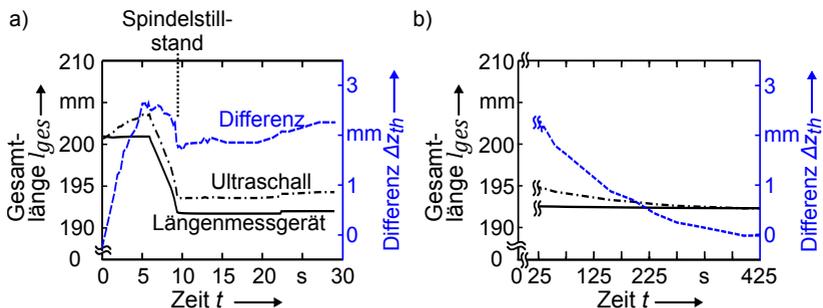


Abbildung 4.10: a) Kurzfristige und b) langfristige Abweichung der Wegmessung mit Glasmaßstab und mit Ultraschall durch die Temperaturabhängigkeit der Schallgeschwindigkeit bei sauberen, plangedrehten Stoßflächen; Versuch 4-2

Einfluss der Stoßflächenvorbereitung

In einem weiteren Versuch wurde untersucht, ob Unterschiede im C-Bild erkennbar sind, wenn die Stoßfläche des rotationsstarken Bauteils verunreinigt ist (s. Versuch Nr. 4-3, Tabelle 4.2). Dazu wurde durch die 24-stündige Einwirkung von Salzsäure (37% HCl, Kennzeichnung „zur Analyse“) im Zentrum der Stoßfläche ein Korrosionsfleck erzeugt, welcher einen Durchmesser von ca. 7 mm aufwies. Anschließend fand unter Verwendung der Standardparameter eine Schweißung statt, bei welcher jedoch während der Stauchphase von Kraft auf Wegregelung umgeschaltet wurde (vgl. Abschnitt 4.2.4).

Die korrodierte Stoßfläche führte zu deutlichen Unterschieden im C-Bild (s. Abbildung 4.11). Im Gegensatz zum C-Bild der gereinigten Stoßflächen traten auch nach 2 s noch deutliche Reflexionen im Zentrum auf, die sich zunächst nicht radial ausbreiteten. Erst nach ca. 2,8 s ist die Vergrößerung des Durchmessers feststellbar, bis nach 3,5 s keine deutlichen Reflexionen mehr zu erkennen sind. Dies kann zum einen an der Auflösung der Korrosionsschicht infolge des Anstiegs der Temperatur liegen. Zum anderen kann die Ausbreitung der Reflexionen als Hinweis dafür gesehen werden, dass die Schicht an den Rändern abgetragen und in kleinere Partikel zerrissen wurde. Es besteht also die Möglichkeit, dass sich nach wie vor Verunreinigungen in der Verbindung befinden, deren Größe jedoch unterhalb der Nachweisgrenze des Ultraschallprüftechnik liegt. Im Fall dieser Schweißung konnte auch in einer erneuten Ultraschallprüfung nach 48 h und durch Anfertigung eines Querschliffs keine fehlerhafte Verbindung festgestellt werden. Somit wird davon ausgegangen, dass das Ausmaß der Korrosion nicht ausreichend war, um das Prozessergebnis signifikant zu beeinträchtigen. Dennoch sollte die Möglichkeit in Betracht gezogen werden, den Prozess basierend auf den Messergebnissen so zu beeinflussen, dass Fehler sicher vermieden werden. Denkbar wäre beispielsweise eine Verlängerung der Reibzeit in Abhängigkeit des Fehlersignals. Die Aufbringung der Stauchkraft würde somit erst erfolgen, wenn die Fremdschicht bereits weitestgehend aufgelöst wäre. Feinere, nicht detektierbare Partikel würden im Anschluss im Idealfall in den Wulst abtransportiert. Leider konnte im Rahmen dieser Arbeit keine Schnittstelle zwischen dem Ultraschall-Prüfgerät und der Anlagensteuerung aufgebaut werden, sodass eine aktive Beeinflussung des Prozesses aufgrund des Prüfergebnisses nicht stattfinden konnte.

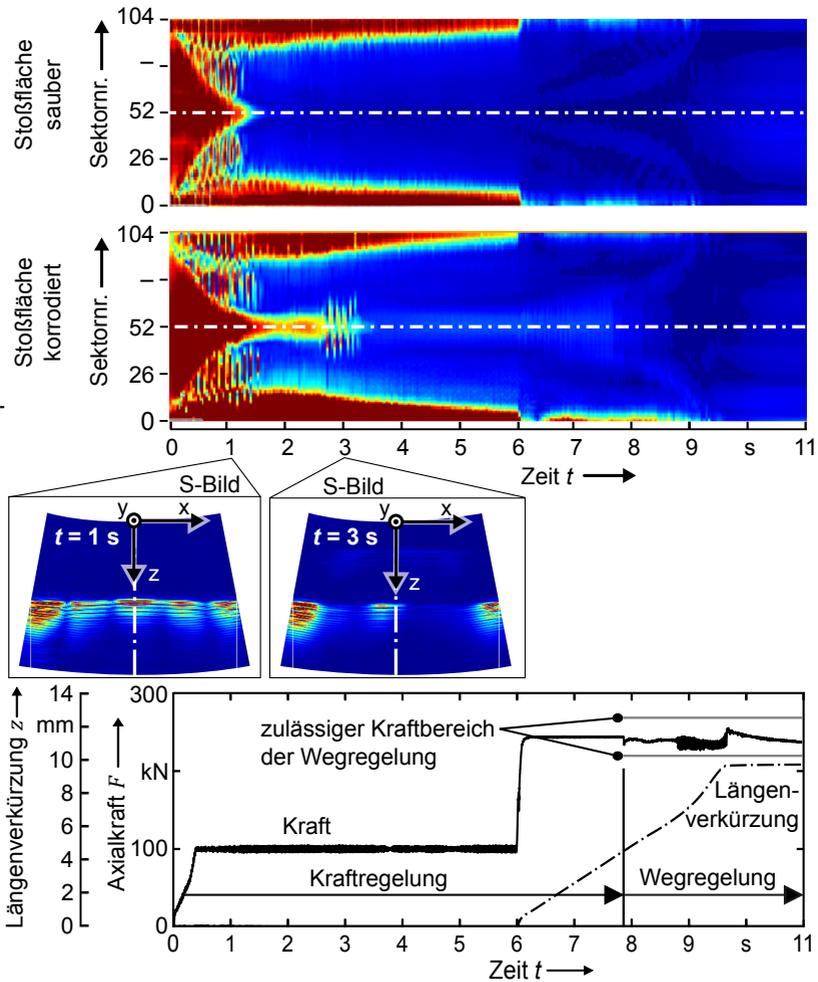


Abbildung 4.11: Deutlich erkennbare Korrosionsschicht auf der Stoßfläche des stehenden Bauteils im C- und S-Bild; keine eindeutige Detektion anhand der Überwachung des Kraftverlaufs; Versuch 4-3

Generell weisen die Messergebnisse darauf hin, dass die In-situ-Ultraschallprüfung im Vergleich zur Parameterüberwachung wesentlich genauer arbeitet. Wie aus den Kraft- und Wegverläufen in Abbildung 4.11 hervorgeht, konnte die Längenverkürzung auf das gewünschte Maß geregelt werden, ohne dass die Grenzen des Kraftbereichs erreicht wurden. Somit wäre

4 System- und Messtechnik

es anhand der Überwachung der Prozessgrößen nicht möglich gewesen, die korrodierte Oberfläche zu detektieren und eine eventuelle Beeinträchtigung der Verbindungsqualität zu vermeiden.

Zuletzt wurde ein Versuch mit dem Ziel durchgeführt, den Einfluss der Oberflächenvorbereitung auf das C-Bild zu bestimmen (s. Versuch Nr. 4-4, Tabelle 4.2). Dazu wurden die Stoßflächen beider Bauteile nach dem Sägen nicht mehr bearbeitet, wodurch sie eine höhere Rauheit aufwiesen. Im Gegensatz zur plangedrehten Probe war der Randbereich des Sägeschnitts bereits zu Beginn durchlässig für Schallwellen. Dieser Effekt war jedoch nicht rotationssymmetrisch, sondern nur auf einer Seite zu erkennen (s. Abbildung 4.12).

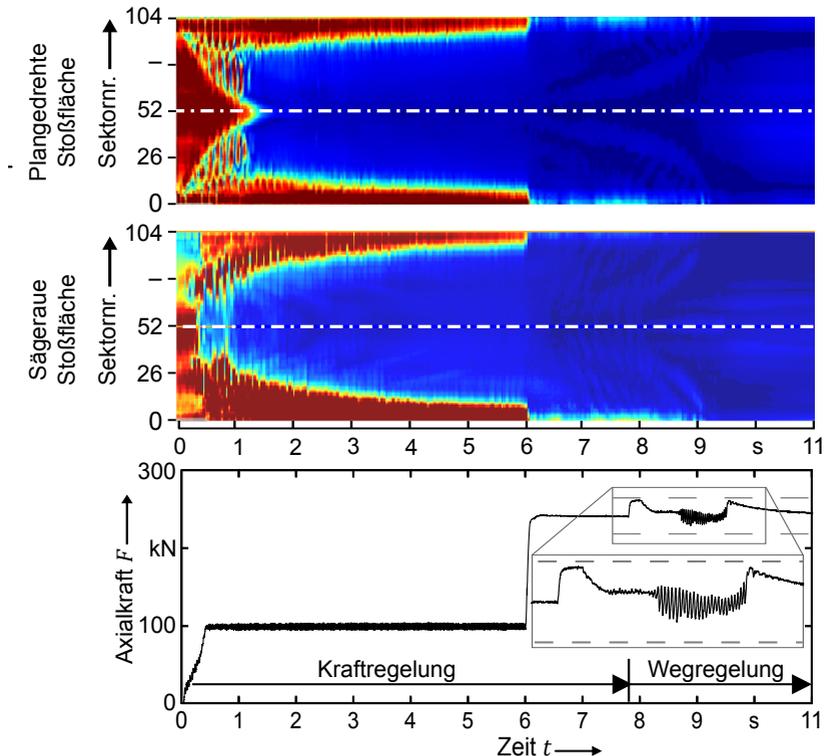


Abbildung 4.12: Beeinflussung des C-Bilds durch die Rauheit gesägter Stoßflächen; Versuch 4-4

Der Grund hierfür könnte der schlechtere Planlauf der gesägten Fläche sein. Dadurch treten einzelne Bereiche hervor, die zu Beginn höheren Druckspannungen ausgesetzt sind.

gen und Temperaturen ausgesetzt sind. Erst nach Einebnung dieser Bereiche nach ca. 0,5 s wird der gesamte Querschnitt belastet. Daraufhin nimmt die Druckspannung im Randbereich ab, sodass dieser wieder schallundurchlässig wird. Gleichzeitig sind im Kern nur geringe Reflexionen erkennbar, während der Kern bei der überdrehten Oberfläche auch ca. 1,5 s nach Prozessbeginn stark reflektiert. Dies kann damit begründet werden, dass die Reibung aufgrund des Oberflächenprofils der gesägten Flächen erhöht wird. Die Profilspitzen werden dadurch schnell erwärmt und sind gleichzeitig stärker belastet. Dies führt zur Abtragung der Profilspitzen und zur Einebnung der Profiltäler, sodass die eingekoppelten Schallwellen schneller in das rotierende Bauteil übergehen.

Wie bei der korrodierten Oberfläche war anhand der Parameterüberwachung nicht zu erkennen, dass bei Prozessbeginn Unterschiede im Reibungsverhalten auftraten. Erneut war die Abweichung des Drucks vom Nennwert nicht hoch genug, um auf eine Störung des Prozesses hinzuweisen. Dies kann so interpretiert werden, dass die Rauheit der Stoßflächen zu Beginn des Prozesses starken Einfluss auf das Reibverhalten hatte. Daraufhin wurden die Oberflächen jedoch geglättet, sodass im weiteren Verlauf keine wesentliche Beeinflussung des Prozesses mehr auftrat. Dennoch kann die Detektion hoher Planlaufabweichungen von Nutzen sein, um beispielsweise zu vermeiden, dass durch die asymmetrische Belastung der Spanntechnik eine Beeinträchtigung der Koaxialität der Fügepartner auftritt.

4.5 Zusammenfassung

Die In-situ-Anwendung der Phased-Array-Ultraschallprüftechnik eröffnet zahlreiche Möglichkeiten zur Prozessüberwachung. Es konnte gezeigt werden, dass bei Schweißungen von Wellen charakteristische Ultraschallbilder entstehen, anhand derer detaillierte, räumlich aufgelöste Rückschlüsse auf den Prozessablauf gezogen werden können. Dadurch konnten auch Abweichungen im Reibverhalten detektiert werden, die durch Korrosion oder durch die Rauheit der Stoßflächen hervorgerufen werden. Im Vergleich zu einer herkömmlichen Parameterüberwachung wurde deutlich, dass letztere keine Hinweise auf Störungen des Prozesses liefert, während sich die jeweiligen Ultraschallbilder stark von denen einer komplikationslosen Schweißung unterscheiden.

Zusätzlich wurde bei Abstandsmessungen durch Ultraschall und durch das Längenmessgerät der Reibschweißanlage festgestellt, dass zwischen den beiden Messverfahren Abweichungen in der Größenordnung von mehreren Millimetern auftreten. Hierfür wird die Verlangsamung der Schallgeschwindigkeit in Folge der Bauteilerwärmung verantwortlich gemacht. Auch dieser Effekt kann zur Prozessüberwachung genutzt werden, um beispielsweise die Auswirkung von Veränderungen der Spanntechnik auf die Abkühlung der Proben zu bewerten.

5 Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung

5.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird das Modell durch den Vergleich mit Versuchsergebnissen validiert. Dazu werden mit der Längenverkürzung und der Wulstbildung charakteristische Merkmale des Rotationsreibschweißens herangezogen. Zudem werden auch die Ergebnisse der Ultraschall-Messungen aus Kapitel 4 erneut betrachtet, da diese mit Hilfe der Simulationsergebnisse detaillierter interpretiert werden können. Anhand der Ultraschall-Messergebnisse sind Rückschlüsse auf den Verlauf von Spannungs- und Temperaturverläufen an der Stoßfläche möglich. Diese physikalischen Feldgrößen sind beim Rotationsreibschweißen mit den bisher üblichen Messverfahren nicht oder nur schwer erfassbar. Da das Modell jedoch auch die Auswertung dieser Größen erlaubt, wird in einer Plausibilitätsbetrachtung beurteilt, ob die Schlussfolgerungen aus Kapitel 4 durch die Ergebnisse des Modells belegt werden können.

5.2 Verlauf der Prozessgrößen

Zur Validierung des Modells erfolgten Experimente, in denen erneut die in Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Probengeometrien aus 42CrMo4 verschweißt wurden. Um zu untersuchen, ob das Modell für verschiedene Parametersätze gültig ist, wurden die Reibzeit sowie die Kraftverläufe variiert (s. Tabelle 5.1). Zudem kamen unterschiedliche zeitliche Verläufe der Axialkraft zur Betrachtung, während die Anfangsdrehzahl und der Probendurchmesser stets auf 1000 U/min bzw. 40 mm festgelegt wurden.

In Versuch 5-1 entsprachen die Prozessparameter den Parametern des Standardversuchs (vgl. Abschnitt 4.2.3) und somit auch den Versuchen 4-1 bis 4-4, die mit dem Ultraschallmesssystem durchgeführt worden waren. Für Versuch 5-2

5 Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung

wurde die Reibzeit anschließend auf 4,0 s reduziert, während der Reibphase wurde erneut eine Axialkraft von 100 kN aufgebracht. Am Ende der Reibzeit wurde die Stauchkraft auf 220 kN erhöht.

Im Rahmen von Versuch 5-3 wurde schließlich eine Reibzeit von 10 s verwendet, während eine Stauchkraft von 240 kN vorgegeben wurde. Aufgrund der langen Reibzeit war anzunehmen, dass die Längenverkürzung der Proben sehr hoch ausfallen würde. Dadurch sollte überprüft werden, ob das Modell auch für diesen Extremfall zufriedenstellende Ergebnisse liefern kann.

Versuchs- nr.	Anmerkung	Reibzeit in s	Reibkraft in kN	Stauchkraft in kN
5-1	entsprechend Versuch 4-1 bis 4-4	6,0	100	244
5-2		4,0	100	220
5-3		10,0	100	240

Tabelle 5.1: Parameter der Versuche zur Validierung des Modells; Versuch 5-1 aufgrund identischer Parameter vergleichbar mit den Versuchen in Kapitel 4

In allen Experimenten trat vor dem Stillstand der Spindel ein geringfügiger Einbruch der Axialkraft auf. In diesem Zeitraum war stets eine schnelle Verkürzung der Bauteile zu verzeichnen, welche durch die Kraftregelung nicht vollständig kompensiert wurde. Es wurde jedoch davon ausgegangen, dass durch die geringfügigen Schwankungen keine wesentliche Beeinflussung des Prozessergebnisses hervorgerufen wird. Die Kraft-Randbedingungen wurden im Modell deshalb durch lineare Abschnitte vereinfacht (s. Abbildung 5.1).

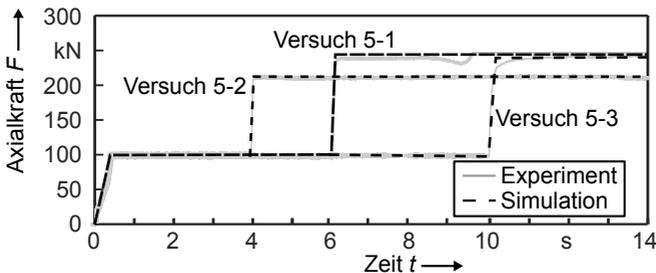


Abbildung 5.1: Gegenüberstellung der experimentellen Verläufe der Axialkraft mit den vereinfachten Kraft-Randbedingungen des Modells

Die experimentellen Verläufe der Drehzahl wiesen ebenfalls Schwankungen auf, die im Modell nicht im Detail berücksichtigt wurden. Stattdessen wurden einzelne Abschnitte durch Geraden linearisiert (s. Abbildung 5.2). Des Weiteren unterschied sich die Drehzahl-Randbedingung im Modell auch zu Beginn vom Experiment. Um Konvergenzproblemen beim Erstkontakt der Ebene mit der Welle vorzubeugen, wurde die Drehzahl über eine Zeitspanne von 50 ms auf 1000 U/min erhöht. Dadurch konnte die Stirnfläche der Welle in Folge der Kraft-Randbedingung vollständig in Kontakt zu der Ebene treten, bevor aufgrund der Rotationsbewegung zusätzliche Schubspannungen auftraten.

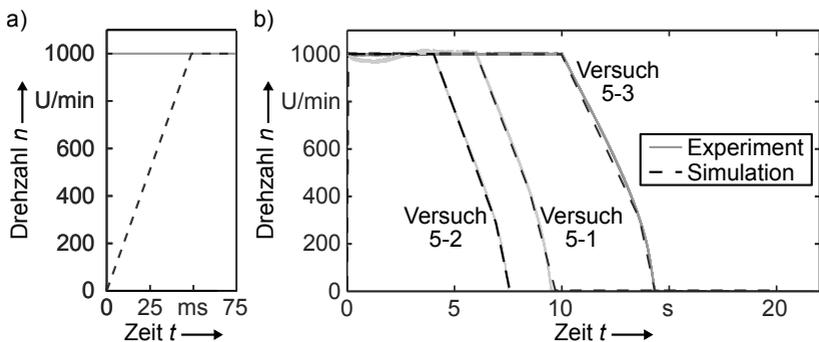


Abbildung 5.2: a) Erleichterte Konvergenz durch rampenförmige Aufbringung der Drehzahl zu Beginn der Berechnung und b) vereinfachte Darstellung der Drehzahlrandbedingungen durch Linearisierung einzelner Abschnitte

Vergleich der Längenverkürzung

Im Vergleich zwischen den experimentellen Verläufen der Längenverkürzung und den zugehörigen Simulationsergebnissen zeigte sich während der Reibphase eine gute qualitative Übereinstimmung der Kurven. Vor Aufbringung der Stauchkraft war für die Versuche 5-1 und 5-2 auch im Modell nur eine geringfügige Verkürzung zu erkennen. Dagegen wurde für Versuch 5-3 aufgrund der langen Reibzeit eine deutliche Verkürzung sichtbar, die zum Zeitpunkt $t = 10$ s einen Wert von ca. 2 mm erreicht hatte. Allerdings war auch aus den zugehörigen Messwerten zu erkennen, dass die Probenlänge bereits während der Reibphase deutlich reduziert wurde.

Mit dem Beginn der Stauchphase ergab die Berechnung einen wesentlich schnelleren Ablauf des Verkürzungsvorgangs. Hierbei ähnelten sich die Kurvenverläufe

5 Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung

fe von Simulation und Experiment in Versuch 5-1 über weite Bereiche. Dagegen stieg der für Versuch 5-2 berechnete Verlauf bereits nach 4s an, obwohl die Verkürzung im Experiment erst während der folgenden 2s deutlich wurde. Möglicherweise ist dies darauf zurückzuführen, dass der Einfluss der Relativgeschwindigkeit im Reibmodell vernachlässigt wurde, weshalb die Erwärmung des Probenkerns evtl. überschätzt wird. Die Validierungsergebnisse weisen jedoch darauf hin, dass diese Vereinfachung eher bei kurzen Reibzeiten zu Abweichungen führt. Wie auch aus den Ergebnissen für Versuch 5-3 deutlich wird, waren die Abweichung bei höheren Reibzeiten geringer. Zudem kann vorweggenommen werden, dass das Modell im weiteren Verlauf der Arbeit nur für längere Reibzeiten eingesetzt wurde. Deshalb wurde nicht versucht, die Berechnungsergebnisse durch Anpassungen am Reibmodell zu verbessern.

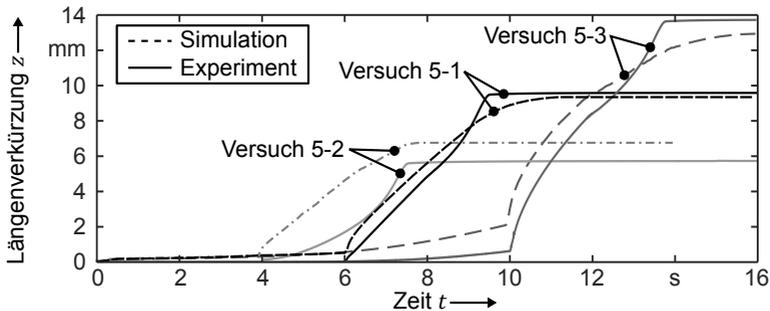


Abbildung 5.3: Verlauf der Längenverkürzung der Bauteile in Simulation und Experimente für verschiedene Parametersätze (vgl. Tabelle 5.1)

Einige Zehntelsekunden vor dem Stillstand der Spindel waren für alle Parametersätze qualitative Unterschiede zwischen dem Modell und dem Experiment erkennbar. Die simulierte Längenverkürzung wies eine immer geringer werdende Steigung auf und näherte sich somit langsam dem Endwert an. In den Experimenten war jedoch ca. 0,5s vor Spindelstillstand eine wesentlich höhere Verkürzungsgeschwindigkeit zu verzeichnen, welche anschließend abrupt auf Null abfiel.

Erneut ist die Ursache für dieses Phänomen im verwendeten Reibmodell zu vermuten (vgl. Abschnitt 3.4 und Abbildung 2.12). In diesem wurde nicht berücksichtigt, dass mit fortschreitender Anbindung zwischen den Bauteilen auch die Auswirkungen des Stoffschlusses relevant werden könnten. Bei Prozessen-

de führen diese im Experiment zu einem hohen Drehmoment (KEßLER ET AL. 2016B), da der erkaltende Werkstoff höhere Schubspannungen übertragen kann. Dies führt möglicherweise zu einem Spannungszustand, der starke plastische Verformungen und damit eine schnellere Verkürzung hervorruft. Eine Berücksichtigung dieses Vorgangs im Reibmodell wäre nur schwer möglich, da dazu der Einfluss verschiedener Feldgrößen auf die Anbindung zwischen den Werkstücken bekannt sein müsste.

Trotz der erwähnten Einschränkungen bildet das Modell die finale Verkürzung der Proben mit vergleichsweise geringen Abweichungen ab. Die größte prozentuale Differenz trat bei einer Reibzeit von 4 s (Versuch 5-2) auf, für welche die vorhergesagte Verkürzung mit 6,8 mm dort um 18 % höher eingeschätzt wurde als im Experiment. In Versuch 5-1 war die berechnete Verkürzung lediglich 0,2 mm niedriger als der Messwert von 9,6 mm, während in Versuch 5-3 der Messwert von 13,7 mm um 0,8 mm, d.h. 6 %, unterschritten wurde.

Wulstkontur

Die Vorhersagegenauigkeit des Modells wurde auch anhand der simulierten Wulstgeometrien überprüft. Während der Reibphase war aufgrund der niedrigen Längenverkürzung auch die radiale Verdrängung des Werkstoffs nur gering ausgeprägt (s. Abbildung 5.4). Deutlich erkennbar war jedoch die starke Ausbreitung der Wärme in axialer Richtung.

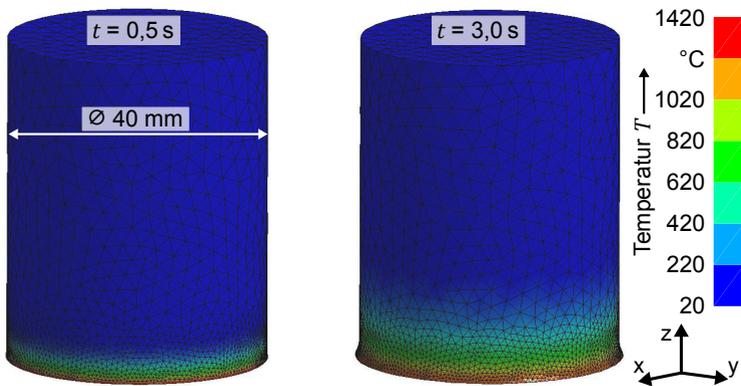


Abbildung 5.4: Schwache Wulstbildung und axiale Bauteilerwärmung während der Reibphase; Prozessparameter entsprechend Versuch 5-1

5 Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung

Wie in den Experimenten wurde die Wulstbildung durch die Stauchkraft wesentlich beschleunigt (s. Abbildung 5.5). Doch auch die nun auftretenden, starken Verformungen konnten durch die regelmäßige Neuvernetzung der verzerrten Elemente nachvollzogen werden. Dabei zeigte sich, dass bei stärkerer Längenverkürzung auch das Umklappen des Wulsts abgebildet wurde. Dieses Phänomen war auch in den Experimenten erkennbar.

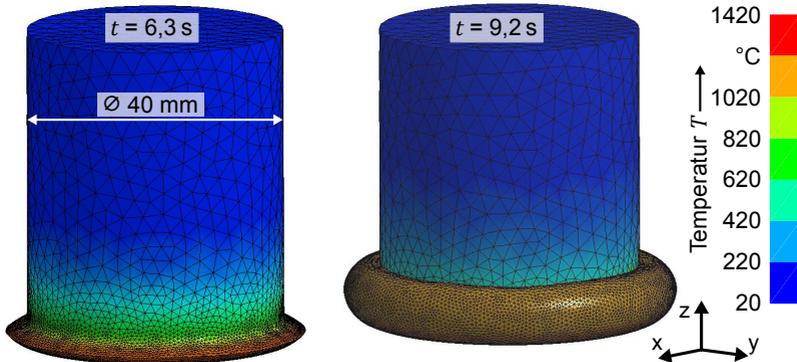


Abbildung 5.5: Deutliche Wulstbildung aufgrund der Verdrängung des erwärmten Werkstoffs nach Aufbringung der Stauchkraft; Prozessparameter entsprechend Versuch 5-1

Im nächsten Schritt war es außerdem möglich, die berechneten Wulstkonturen durch einen Vergleich mit den entsprechenden Querschnitten zu validieren. Hierfür zeigte sich für alle Parametersätze eine gute Übereinstimmung zwischen Modell und Experiment (s. Abbildung 5.6). Lediglich der Übergang zwischen der Innenseite des Wulsts und dem Grundwerkstoff fällt im Modell weicher aus. Zudem ist der Wulst für alle Parametersätze an dieser Stelle in axialer Richtung etwas breiter. Möglicherweise ist dies darauf zurückzuführen, dass die Erwärmung zu Beginn des Prozesses im Modell schneller stattfindet als im Experiment, was vor allem anhand der Längenverkürzung von Versuch 5-2 deutlich wurde. Dadurch werden die Bauteile im weiteren Verlauf in axialer Richtung evtl. zu stark erwärmt, sodass auch der Werkstoff über einen breiteren Bereich verdrängt wird.

Für eine weitere Steigerung der Vorhersagegenauigkeit müsste das Modell vermutlich an mehreren Stellen verändert werden. Zunächst wäre zu untersuchen, ob die Berechnung aufgrund der Abschätzung der thermischen Werkstoffkenn-

werte beeinträchtigt wird (s. Abbildung 3.12, S. 72). Außerdem kann der Einfluss der Vereinfachungen, welche bei der Beschreibung des Fließverhaltens getroffen wurden, nicht vollständig beurteilt werden. Zudem enthält das verwendete Reibmodell keine Abhängigkeit von der Relativgeschwindigkeit, was sich ebenfalls auf die Erwärmung der Bauteile auswirken könnte.

Letztendlich kann es jedoch als eine Stärke des Modells gesehen werden, dass trotz zahlreicher Vereinfachungen zufriedenstellende Ergebnisse möglich sind. Die Vereinfachungen können somit beim Aufbau neuer Modelle zunächst übernommen werden. Dadurch könnte beispielsweise der Aufwand zur Beschreibung des Verhaltens weiterer Werkstoffe beim Rotationsreibschweißen deutlich reduziert werden.

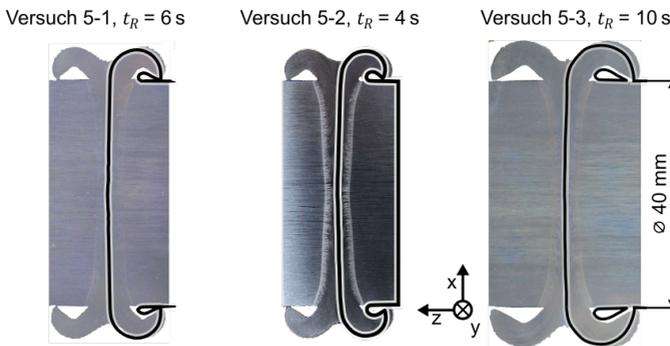


Abbildung 5.6: Vergleich der simulierten Wulstbildung (schwarze Linien) mit den zugehörigen Querschliffen für die Versuche 5-1 bis 5-3 (vgl. Tabelle 5.1)

Erwärmung der Stoßflächen

Im Rahmen einer Plausibilitätsbetrachtung wurde zunächst untersucht, ob die berechneten Temperaturverläufe an der Stoßfläche im Einklang mit der Literatur bzw. mit dem dort beschriebenen Prozessverständnis stehen. Eine Herausforderung hierbei war jedoch, dass die Simulationsergebnisse für einige Feldgrößen mit Hilfe des Pre- und Postprocessors LS-PrePost (Version 4.3 X64) nur schwer ausgewertet werden konnten. Ursache hierfür war die ständige Neuvernetzung der deformierten Bauteilgeometrien. Mit der Änderung des Netzes ändert sich auch die Nummerierung der Knoten, sodass bei Auswahl einer bestimmten Knotennummer stark schwankende Koordinaten und Feldgrößen ausgegeben wurden. Die Auswertung transientser Temperaturverläufe

5 Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung

oder des Materialflusses war somit nicht möglich. Aufgrund dessen wurde ein spezieller Algorithmus entwickelt, der auch nach der Neuvernetzung die korrekte Zuordnung der Knoten gewährleistete. Der genaue Aufbau des Algorithmus geht aus Anhang 9.2 (S. 162 ff.) hervor.

Für die Prozessparameter von Versuch 5-1 ergaben sich nach der Auswertung an verschiedenen radialen Positionen auf der Stoßfläche plausible Berechnungsergebnisse (s. Abbildung 5.7). Aufgrund der geringeren Relativgeschwindigkeit wird für das Zentrum der Stoßflächen ein langsamerer Anstieg der Temperatur vorhergesagt, sodass diese sich im Zentrum nur langsam erwärmen. Deutlich erkennbar ist zudem, dass der Anstieg der Temperatur an weiter außen gelegenen Punkten schneller erfolgt. Die einzige Ausnahme hiervon bildet die äußerste Position bei $r = 20$ mm. Dort nimmt die Temperatur zu Beginn ähnlich schnell zu wie bei $r = 15$ mm. Doch während bei $r = 15$ mm schnell eine Temperatur von ca. 1400 °C erreicht wird, verlangsamt sich die Erwärmung bei $r = 20$ mm, sodass eine Temperatur von 1330 °C nicht überschritten wird. Als Ursache hierfür wird die Plastifizierung der Stoßflächen angesehen, welche bereits zu Beginn der Schweißung zu merklichem Ausweichen des außenliegenden Werkstoffs in radialer Richtung führt. Dies hat zur Folge, dass die Kontaktspannung p_k in den Randbereichen geringer ausfällt als im Zentrum, wodurch dort auch die Reibung und der Wärmeeintrag reduziert werden.

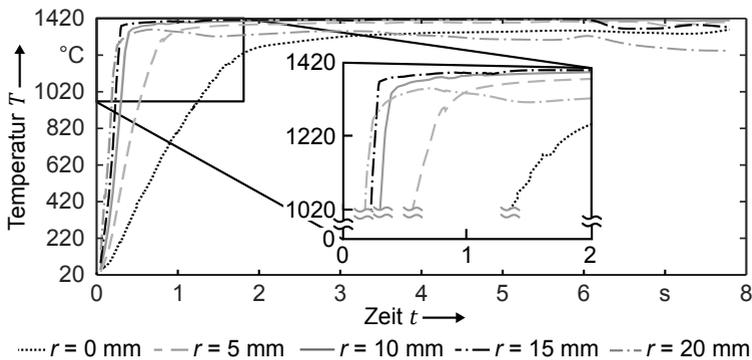


Abbildung 5.7: Transiente Temperaturverläufe an der Stoßfläche in Abhängigkeit der radialen Position r ; Versuch 5-1

Die Temperaturen überschreiten zudem die vorgegebene Schmelztemperatur $T_S = 1420$ °C nicht. Stattdessen nähern sich die Kurven jeweils einem Grenz-

wert an, wobei die Geschwindigkeit der Annäherung von der Entfernung zur Rotationsachse abhängt. Die Kurvenverläufe stehen somit im Einklang mit dem in Abschnitt 2.2.3 beschriebenen Prozessverständnis, da die Reduktion des Wärmeeintrags nahe der Schmelztemperatur auch durch das Modell abgebildet wurde. Auch die verlangsamte Erwärmung des Kerns kann als plausibel angesehen werden, da die Relativgeschwindigkeiten dort geringer sind als weiter außen.

5.3 Vergleich mit den Ultraschall-Messergebnissen

In diesem Abschnitt werden die Simulationsergebnisse anhand von physikalischen Feldgrößen überprüft, die messtechnisch schwer erfassbar sind. Dazu werden die Messergebnisse aus Kapitel 4 erneut diskutiert, da diese nun den Berechnungsergebnissen gegenübergestellt werden können.

Zusätzlich findet eine Validierung des berechneten Temperaturfelds statt. Da die Ausbildung des Temperaturfelds quantitativ messbare Auswirkungen auf die Ausbreitung des Ultraschalls hatte (vgl. Abschnitt 4.4, S. 89 ff.), wurde dieser Effekt zur Validierung des Modells genutzt.

5.3.1 Korrelation von Temperaturfeld und Laufzeitverzögerung

In Abschnitt 4.4 wurde bereits beschrieben, dass im Verlauf der Schweißung starke Abweichungen in der Längenmessung auftreten, wenn diese einmal anhand des Wegmesssystems der Reibschweißanlage und zum anderen anhand der Laufzeit des Ultraschalls erfolgt (s. Abbildung 4.10, S. 91). Die Ursache hierfür wurde in der fortschreitenden Erwärmung der Bauteile vermutet. Im Folgenden wird untersucht, ob diese Hypothese durch die Simulation bestätigt werden kann. Das Modell ermöglicht eine dreidimensionale und transiente Darstellung des Temperaturfelds. Somit kann in Verbindung mit Messwerten zur Abhängigkeit der Schallgeschwindigkeit von der Temperatur auch die Laufzeitverzögerung berechnet werden.

Die Auswertung des Temperaturfelds wurde dadurch vereinfacht, dass lediglich Temperaturverläufe parallel zur Symmetrieachse der Wellen an der radialen Position $r = 5 \text{ mm}$ betrachtet wurden. Somit entstanden zweidimensionale

5 Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung

Temperaturprofile, welche die Ausbreitung der Wärme entlang der Längsachse der Proben zeigten und die jeweils einem Zeitpunkt t zugeordnet waren (s. Abbildung 5.8).

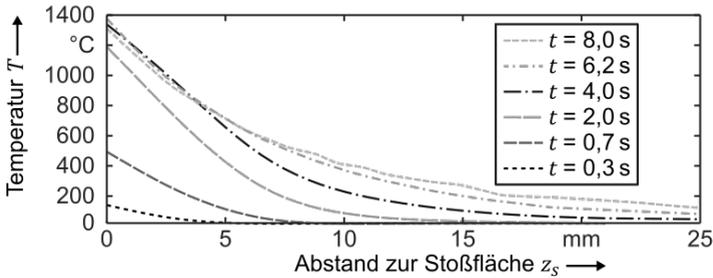


Abbildung 5.8: Berechnete Temperaturverläufe parallel zur Symmetrieachse der Wellen zu verschiedenen Zeitpunkten; radiale Position $r = 5$ mm; Versuch 5-1

Im Anschluss war zu erkennen, dass die Stoßflächen nach der zu Beginn schnellen Erwärmung nicht mehr weiter aufgeheizt werden (vgl. Abschnitt 5.2). Stattdessen werden die Proben in axialer Richtung erwärmt, sodass die Temperaturgradienten flacher werden. Mit der Abschaltung der Spindel zum Zeitpunkt $t = 6,0$ s und der daraufhin sinkenden Drehzahl fällt auch die Temperatur an den Stoßflächen, während weiter entfernte Bereiche noch erwärmt werden.

Diese Ergebnisse können qualitativ als plausibel erachtet werden. Ein Vergleich der berechneten Temperaturfelder mit den Wegdifferenzen aus Abschnitt 4.4, für welche ebenfalls die Bauteilerwärmung verantwortlich gemacht wurde, war nicht direkt möglich. Hierfür musste basierend auf den simulierten Temperaturverläufen auch die Laufzeit des Schalls entlang der Symmetrieachse der Proben berechnet werden. Dazu war ein analytischer Zusammenhang für den temperaturabhängigen Verlauf der Schallgeschwindigkeit $v_s(T)$ notwendig. Für den Werkstoff 42CrMo4 standen jedoch keine gesonderten Werte zur Verfügung. Deshalb wurden stattdessen Werte verwendet, die in KURZ & LUX (1969) für den Werkstoff X5CrNi18-9 gegeben waren. Der dadurch entstehende Fehler wurde als vergleichsweise gering angesehen, da aus Abbildung 2.7 auf S. 27 hervorgeht, dass der Verlauf der Schallgeschwindigkeit zwischen unterschiedlichen Stählen nur geringfügig variiert. Lediglich technisch reines Eisen weist im Temperaturbereich zwischen ca. 1400 °C bis 1600 °C Abweichungen gegenüber den Stählen auf. Die Ursache hierfür ist, dass der steilste Abfall der

Schallgeschwindigkeit im Solidus-Liquidus-Übergang erfolgt. Da dieser Temperaturbereich bei reinem Eisen um ca. 200 K höher liegt, treten auch deutliche Unterschiede im Verlauf der Schallgeschwindigkeit auf.

Die Temperaturabhängigkeit der longitudinalen Schallgeschwindigkeit wurde deshalb durch einzelne Geraden approximiert. Dabei wurde bis zu einer Temperatur von 1420 °C ein linear abfallender Verlauf angenommen, der erst durch den Solidus-Liquidus-Übergang im Bereich von 1420 °C – 1460 °C unterbrochen wurde. Hierfür sowie für den folgenden Liquidusbereich wurden deshalb weitere Geraden verwendet. Ein Vergleich der resultierenden Ausgleichsgeraden mit den zugehörigen Messdaten aus der Literatur kann Anhang 9.4 entnommen werden (s. Abbildung 9.2, S. 166).

Im Anschluss konnte die Laufzeit des Schalls t_s über die Gesamtlänge beider Proben l_{ges} durch das Integral

$$t_s(t) = \int_{z=0}^{z=l_{ges}(t)} \frac{1}{v_s(T(z, t))} dz \quad (5.1)$$

berechnet werden, was quasi als Summe der Laufzeiten des Schalls über jeweils infinitesimale Distanzen dz interpretiert werden kann. Durch die Aufteilung der Probenlänge l_{ges} in n diskrete Abschnitte der Länge $\Delta z = 0,1$ mm wurde dieser Zusammenhang durch die Summenfunktion

$$t_s(t) \approx \sum_1^n \frac{1}{v_s(T(z, t))} \Delta z \quad (5.2)$$

angenähert. Dies vereinfacht die automatisierte Auswertung der Gleichung deutlich. Aus der Differenz der Laufzeit t_s des Schalls im erwärmten Stahl und der Laufzeit bei Raumtemperatur $t(20^\circ\text{C})$ kann anschließend auch die resultierende Wegdifferenz $\Delta z_{th}(t)$ als Funktion der Zeit berechnet werden. Hierzu muss die Differenz $t_s - t(20^\circ\text{C})$ lediglich mit der longitudinalen Schallgeschwindigkeit bei Raumtemperatur $v_s(20^\circ\text{C}) = 5920$ m/s multipliziert werden, welche im Prüfgerät als Konstante hinterlegt war:

$$\begin{aligned} \Delta z_{th}(t) &= \{t_s(t) - t(20^\circ\text{C})\} \cdot v_s(20^\circ\text{C}) \\ &= \left\{ t_s(t) - \frac{l_{ges}}{v_s(20^\circ\text{C})} \right\} \cdot v_s(20^\circ\text{C}) \end{aligned} \quad (5.3)$$

5 Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung

Im Modell war zur Sicherstellung kurzer Rechenzeiten lediglich das stehende Bauteil berücksichtigt worden (vgl. Abbildung 3.1 auf S. 48). Deshalb wurde für die resultierenden Temperatur-Ort-Verläufe angenommen, dass diese symmetrisch zu den Stoßflächen sind, sodass kein Unterschied zwischen stehender und drehender Seite besteht. Die Temperaturverläufe $T(z, t)$ waren somit ebenfalls zu $z = 0$ symmetrisch.

Die anschließende Auswertung der Wegdifferenz Δz_{th} ergab während der Reibphase eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten, da auch die Berechnung von Beginn der Schweißung an einen Anstieg der Wegdifferenz zeigte (s. Abbildung 5.9). Die Wegdifferenz nahm ähnlich wie im Experiment zu, bis bei Aufbringung der Stauchkraft zum Zeitpunkt $t = 6,0$ s ein Wert von $\Delta z_{th} = 2,9$ mm berechnet wurde. Somit wurde der Messwert in der Berechnung lediglich um 0,3 mm überschritten.

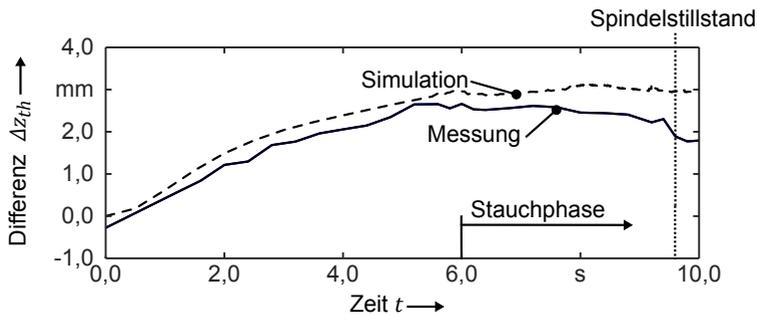


Abbildung 5.9: Vergleich zwischen berechneter und experimentell bestimmter Wegdifferenz Δz_{th} ; Bestätigung der Temperaturabhängigkeit der longitudinalen Schallgeschwindigkeit als Ursache für die Differenz; Versuch 5-1

Mit dem Beginn der Stauchphase zeigte sich im Experiment ein annähernd konstanter Verlauf der Differenz Δz_{th} , welche im Zeitraum $t = 6,0$ s bis $t = 8,0$ s ca. 2,5 mm betrug. Auch die berechnete Differenz war bis $t = 7,8$ s zunächst annähernd konstant. Erst im Anschluss wurde die Differenz zwischen Modell und Experiment größer, da im Experiment ein abfallender und im Modell ein steigender Kurvenverlauf vorlag. Allerdings war die Abweichung zwischen den Verläufen meist geringer als 0,8 mm. Erst kurz vor Spindelstillstand war im Experiment eine schnelle Verringerung von Δz_{th} zu erkennen, welche nicht aus den Berechnungsergebnissen hervorging. Die Ursache hierfür liegt möglicherweise darin, dass die schnelle Verkürzung und damit auch die schnelle

Verdrängung des heißen Werkstoffs vor Prozessende durch das Modell nicht vorhergesagt wird (s. Abbildung 5.3).

Die kontinuierliche Überschreitung der experimentellen Ergebnisse für Δz_{th} durch die Simulationsergebnisse könnte darauf zurückzuführen sein, dass die axiale Ausbreitung der Wärme im Modell überschätzt wird. Dies würde auch im Einklang mit der Validierung der Wulstgeometrie stehen (s. Abbildung 5.6), da der Wulst dort in axialer Richtung stets etwas zu breit ausfällt.

Dennoch sind die Abweichungen zwischen Simulation und Messung während eines Großteils der Prozesszeit vergleichsweise gering. Die Berechnungsergebnisse bestätigen damit die Vermutung aus Abschnitt 4.4, welche die Temperaturabhängigkeit der Schallgeschwindigkeit als Hauptursache für die Wegdifferenz verantwortlich machte. Außerdem kann die gute qualitative und quantitative Übereinstimmung zwischen Berechnung und Experiment auch als Beleg für die Vorhersagegenauigkeit des FE-Modells und das gewonnene Prozessverständnis angesehen werden. Somit besteht zukünftig die Möglichkeit, mit Hilfe eines Ultraschallprüfkopfs Rückschlüsse auf die Bauteilerwärmung zu ziehen. Dadurch bietet sich eine Alternative zur aufwendigen und fehlerbehafteten Einbringung von Thermoelementen, welche zudem ohne Veränderungen der Bauteilgeometrie anwendbar ist. Dies wäre besonders bei einer Serienanwendung dieses neuartigen Ansatzes zur Prozessüberwachung relevant.

5.3.2 Schalltransmission an den Stoßflächen

Ein weiteres Phänomen, das anhand der Simulationsergebnisse leichter interpretiert werden kann, ist die Schalltransmission an den Stoßflächen. Wie bereits in Abschnitt 4.3.3 beschrieben wurde, sind die Stoßflächen bei Prozessbeginn undurchlässig für die Ultraschallwellen. Während der ersten 1,5 s nach Bauteilkontakt ändert sich dies jedoch, sodass im Anschluss nur noch die randnahen Bereiche Reflexionen hervorrufen. Als Ursache hierfür wurde die zum Zentrum hin fortschreitende Erwärmung und Plastifizierung des Materials an den Stoßflächen vermutet.

Mit Hilfe des FE-Modells kann nun untersucht werden, ob tatsächlich eine Abhängigkeit zwischen dem Temperaturfeld und der Schalltransmission besteht. Im Vergleich zum Einsatz von Thermoelementen ist die Verwendung des Modells auch deshalb sinnvoll, weil Positionierungsfehler der Thermoelemente

5 Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung

das Messergebnis stark verfälschen könnten (SCHMICKER 2015). Vor allem zu Beginn des Prozesses sind die axialen Temperaturgradienten sehr hoch, so dass mit großen Messfehlern zu rechnen wäre. Somit wurde das C-Bild der Referenzschweißung (vgl. auch Abbildung 4.9, S. 88) herangezogen, um zu verschiedenen Zeitpunkten Vergleiche mit dem Temperaturfeld aus der Simulation anzustellen (s. Abbildung 5.10).

Zu Beginn des Schweißprozesses ist ein deutlicher Zusammenhang zwischen der Durchschallung und der Erwärmung des Zentrums der Stoßflächen erkennbar. Bei $t_1 = 0,5\text{ s}$ sind die Stoßflächen noch weitestgehend undurchlässig für die Schallwellen. Gleichzeitig zeigten die Simulationsergebnisse, dass nur die Randbereiche erwärmt wurden, während die Temperatur im Zentrum noch nicht wesentlich von der Raumtemperatur abwich. Zudem waren die berechneten Temperaturgradienten in axialer Richtung sehr steil, da innerhalb des kurzen Zeitraums nur sehr wenig Wärme transportiert werden konnte. Somit wurde der Werkstoff zum Zeitpunkt t_1 vermutlich noch nicht ausreichend plastifiziert, um das Rauigkeitsprofil an den Stoßflächen einzuebnen und den erhitzten Stahl als schalldurchlässiges Koppelmedium nutzen zu können.

Bei $t_2 = 1,0\text{ s}$ transmittiert dagegen bereits ein Großteil des Kerns die Schallwellen des Prüfkopfs. Lediglich in der Nähe der Rotations- bzw. Symmetrieachse sowie am Rand der Stoßflächen sind im C-Bild noch undurchlässige Bereiche zu erkennen. Das berechnete Temperaturfeld zeigte zu diesem Zeitpunkt die fortgeschrittene Erwärmung des Kerns, dessen Temperatur auch am Mittelpunkt bereits ca. 700 °C beträgt. Nach wie vor sind jedoch auch in den Randbereichen starke Reflexionen vorhanden, obwohl dort bereits hohe Temperaturen vorliegen. Eine Erklärung hierfür kann im simulierten Verlauf der Kontaktnormalspannung p_k gefunden werden. Zum Zeitpunkt t_2 ist zu erkennen, dass p_k anstatt der zuvor weitgehend konstanten Werte (vgl. Verlauf bei t_1) nun im Randbereich bis auf Null abfällt. Trotz starker Erwärmung wird das Oberflächenprofil in diesen Bereichen vermutlich nicht mit plastifiziertem Material eingeebnet, weil die mechanische Beanspruchung dort zu gering ist. Zum Zeitpunkt $t_3 = 1,5\text{ s}$ werden keine Reflexionen aus der Probenmitte mehr angezeigt, was mit einer Stoßflächentemperatur von über 1200 °C einhergeht. Möglicherweise wird die Erwärmung nun auch dadurch unterstützt, dass der Abfall der Kontaktnormalspannung nun über einen wesentlich größeren Bereich stattfindet. Der konstante Abschnitt des Spannungsverlaufs erstreckt sich

dagegen nur noch über einen Durchmesser von ca. 20 mm. Zum Zeitpunkt t_3 ist der Betrag der Normalspannung dort jedoch um ca. 40 % höher als zum Zeitpunkt t_2 . Dies könnte zusätzlich zur Erwärmung des Kerns durch Wärmeleitung auch den dortigen Wärmeeintrag durch Reibung erhöhen und somit die Schalltransmission im Zentrum der Stoßflächen begünstigen.

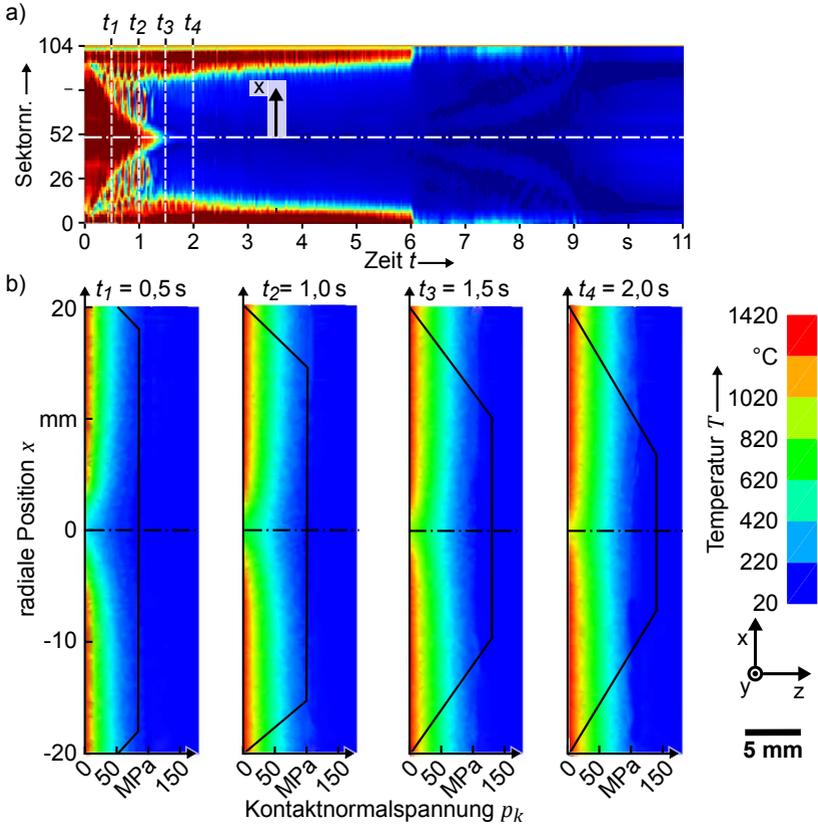


Abbildung 5.10: Zusammenhang zwischen der a) Schalltransmission und -reflexion an den Stoßflächen im C-Bild und b) dem simuliertem Temperaturfeld (farbig) sowie dem Verlauf der Kontaktnormalspannungen (schwarz) zu verschiedenen Zeitpunkten

Die Schalltransmission im Kern ändert sich im weiteren Verlauf der Schweißung nicht mehr signifikant. Wie aus dem berechneten Temperaturfeld für $t_4 = 2,0$ s hervorgeht, stagniert die Temperatur der Stoßflächen nun im Bereich

5 Validierung des Modells und Plausibilitätsbetrachtung

der Schmelztemperatur (vgl. Abbildung 5.7 auf S. 104), während sich die Ausbreitung der Wärme in axialer Richtung fortsetzt. Am Rand der Stoßflächen werden die reflektierenden Bereiche kontinuierlich kleiner. Ursache hierfür könnten Kriechvorgänge sein, die aufgrund des weitestgehend viskosen Verhaltens des heißen Stahls auftreten. Dadurch wird das Oberflächenprofil langsam eingeebnet, was zuletzt auch die äußeren Gebiete betrifft, in denen nur geringe Kontaktspannungen wirken.

Der Vergleich der Ultraschallmessungen mit den Ergebnissen des Prozessmodells bestätigt somit die bereits in Kapitel 4 geäußerten Vermutungen, da die charakteristische Ausprägung des C-Bilds mit den Temperatur- und Spannungsverläufen an den Stoßflächen plausibel erklärt werden kann. Neben der quantitativen Validierung des Modells in den vorherigen Abschnitten kann dies als zusätzlicher Beleg für die korrekte Abbildung der wesentlichen Prozessphänomene in der FE-Simulation gewertet werden.

5.4 Zusammenfassung

Anhand des in Kapitel 3 entwickelten FE-Modells können grundlegende Prozessabläufe quantitativ vorhergesagt und nachvollzogen werden. Dabei werden charakteristische Vorgänge wie die Wulstbildung und die resultierende Längenverkürzung mit hoher Genauigkeit abgebildet. Dies war für verschiedene Parametersätze möglich, ohne dass die Einführung von Kalibrierungsfaktoren notwendig gewesen wäre. In der Konsequenz ist davon auszugehen, dass die wesentlichen Einflussgrößen und Wirkzusammenhänge des Prozesses im Modell berücksichtigt sind. Das Modell wird deshalb innerhalb des betrachteten Parameterbereichs als selbstkonsistent erachtet. Dies ist auch deshalb relevant, weil z. B. die thermischen Randbedingungen oder einzelne Aspekte des Materialverhaltens stark vereinfacht wurden, um den Aufwand zur Erstellung und Anpassung der Modelle zu verringern. Im weiteren Verlauf der Arbeit wurde das Modell deshalb ohne weitere Anpassungen eingesetzt.

Die Temperatur- und Druckverläufe des Modells liefern örtlich aufgelöste Informationen über die Vorgänge an der Reibfläche. Anhand dieser Ergebnisse konnte der charakteristische Verlauf der C-Bilder begründet werden, welche aus den Phased-Array-Ultraschallmessungen hervorgegangen waren. Somit

bestätigte sich, dass sowohl anhand des Modells als auch mit Hilfe der In-situ-Ultraschallprüfung Rückschlüsse auf schwer messbare Feldgrößen wie die Temperaturen und die Kontaktnormalspannungen an den Stoßflächen möglich sind.

Abschließend kann festgehalten werden, dass das erstellte Prozessmodell in Verbindung mit dem Messsystem eine detaillierte Analyse des Prozessablaufs erlaubt. Im nächsten Kapitel wird deshalb untersucht, inwieweit mit Hilfe dieser Werkzeuge das Verhalten nichtmetallischer Einschlüsse während des Rotationsreibschweißens nachvollzogen werden kann.

6 Prozessuntersuchungen an verunreinigten Werkstoffen

6.1 Allgemeines

Dieses Kapitel widmet sich der Untersuchung fehlerhafter Reibschweißverbindungen, welche durch nichtmetallische Einschlüsse im Grundwerkstoff verursacht werden. Dazu wurde das in Kapitel 4 beschriebene Messsystem auf künstlich eingebrachte Einschlüsse angewendet, um anhand der Messergebnisse Rückschlüsse auf die Mechanismen zu ziehen, welche bei der Fehlerentstehung wirken. Die Auswertung der Versuche wurde dabei durch das in Kapitel 3 beschriebene Prozessmodell unterstützt.

Im Anschluss wird überprüft, inwiefern das generierte Prozessverständnis genutzt werden kann, um die Entstehung von Verbindungsfehlern zu vermeiden. Hierfür wird der Verlauf relevanter Feldgrößen mit Hilfe des Prozessmodells für verschiedene Prozessparameter vorhergesagt. Auf dieser Basis wurden Experimente mit veränderten Parameterverläufen durchgeführt. Diese wurden unter Einsatz des Messsystems hinsichtlich entstehender Fehler überwacht, sodass die Wirksamkeit der Maßnahmen bewertet werden kann.

6.2 Wirkmechanismen der Fehlerentstehung

Um den Einfluss der Lage von nichtmetallischen Einschlüssen im Grundwerkstoff gezielt untersuchen zu können, wurden im ersten Schritt künstliche Verunreinigungen in den Grundwerkstoff der Proben eingebracht. Die Verunreinigungen konnten dadurch so platziert werden, dass sie während der Schweißung in die Verbindung transportiert wurden. Gleichzeitig wurde mit Hilfe des in Kapitel 4 beschriebenen Ultraschall-Prüfsystems die Ausbreitung der Verunreinigungen und die resultierende Fehlerentstehung beobachtet. Anhand der Messergebnisse des Prüfsystems und der Untersuchung der zugehörigen

Querschliffe wurden anschließend Rückschlüsse auf die Ursachen der Fehlerentstehung gezogen.

6.2.1 Schweißversuche

Versuchsaufbau

Die künstlichen Fehlstellen wurden hergestellt, indem auf der Stoßfläche der Proben in axialer Richtung Passbohrungen des Durchmessers D_E eingebracht wurden. Daraufhin wurden die Enden der Bohrungen plangefräst, um den Spitzenwinkel der verwendeten Bohrer zu kompensieren. Im Anschluss wurde in jede Bohrung eine abgewogene Menge von pulverförmigem Mangansulfid (MnS) gegeben. Schließlich wurden die Bohrungen mit Passbolzen verschlossen, welche wie die Proben aus dem Stahl 42CrMo4 bestanden.

Als Referenz für die Festlegung der Bohrungstiefen diente die finale Längenverkürzung, welche aufgrund der Anwendung der Wegregelung nur geringen Variationen unterworfen war (vgl. Abschnitt 4.2.4). Die Bohrungstiefe t_E wird deshalb im Folgenden stets als Differenz zwischen dem Abstand des Einschlusses zur Stirnfläche und der Hälfte der jeweiligen finalen Längenverkürzung dargestellt (s. Abbildung 6.1).

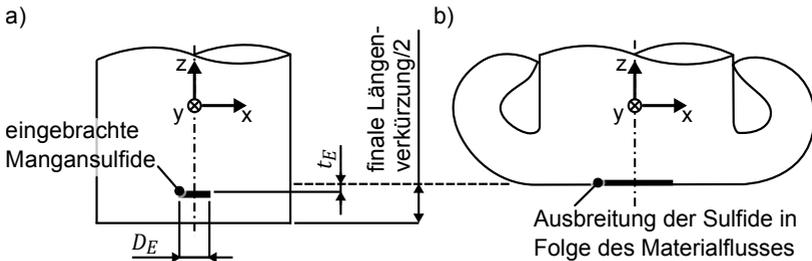


Abbildung 6.1: a) Einbringung künstlicher Verunreinigungen in den Grundwerkstoff;
b) Ausbreitung der Verunreinigungen in Folge des Schweißprozesses

Mit Hilfe von t_E können dadurch Rückschlüsse auf die Verteilung der Verunreinigungen in der Prozesszone gezogen werden. Ist t_E negativ, so wird davon ausgegangen, dass das Material über die ursprüngliche Bohrungstiefe hinweg verdrängt wurde. Deshalb sind vermutlich auch die enthaltenen Mangansulfide radial über die Prozesszone verteilt. Um so mehr sich t_E im negativen Bereich befindet, um so stärker fällt vermutlich auch die Verteilung der Einschlüsse

aus. Dahingegen legt ein Wert von t_E nahe Null den Schluss nahe, dass die Einschlüsse geringere Strecken zurücklegen, da sie erst kurz vor Abschluss des Verkürzungsvorgangs in die Prozesszone gelangen.

Versuchsparameter

Für die Vorversuche wurden die Parameter des Referenzversuchs verwendet (vgl. Abschnitt 4.3.3), sodass erneut Wellen des Durchmessers 40 mm aus dem Werkstoff 42CrMo4 verschweißt wurden. Wie beschrieben, wurde außerdem während einer Reibzeit von 6 s eine Reibkraft von 100 kN aufgebracht, die anschließend sprunghaft auf eine Stauchkraft von 244 kN erhöht wurde. Um außerdem die Verkürzung im Rahmen der einzelnen Versuche möglichst reproduzierbar zu gestalten, wurde zudem die in Abschnitt 4.2.4 beschriebene Wegregelung eingesetzt.

Im ersten Versuch wurde ein Einschluss des Durchmessers $D_E = 6,0$ mm in die Proben eingebracht, der pulverförmiges Mangansulfid der Masse $m_E = 30$ mg enthielt. Der Einschluss wurde in einer Tiefe $t_E = -2,3$ mm platziert (s. Tabelle 6.1, Versuch 6-1). Dadurch sollten die Verunreinigungen bereits zu Beginn der Stauchphase an die Stoßflächen gelangen und sich weiträumig ausbreiten.

Um zu untersuchen, ob auch durch die gegenseitige Interaktion kleinerer Einschlüsse Defekte entstehen können, wurden in einem weiteren Versuch zwei kleinere Einschlüsse eingebracht, für welche jeweils nur noch 5 mg Mangansulfid verwendet wurde (s. Tabelle 6.1, Versuch 6-2). Die Einschlüsse waren nacheinander entlang der Symmetrieachse der Proben angeordnet, sodass sie die Prozesszone nacheinander erreichen sollten. Dazu wurde eine Fehlstelle (Fehler 1) so eingebracht, dass diese nach Abzug der halben Längenverkürzung eine Tiefe $t_E = -2,44$ mm aufwies. Eine weitere Fehlstelle (Fehler 2) befand sich an der Stelle $t_E = -0,01$ mm.

Versuchs- nr.	Fehler 1 t_E in mm	Fehler 2 t_E in mm	D_E in mm	m_E in mg
6-1	-2,3	-	6,0	30
6-2	-0,01	-2,44	jeweils 2,0	jeweils 5

Tabelle 6.1: Tiefe t_E , Durchmesser D_E und Masse m_E der eingebrachten Verunreinigungen

6 Prozessuntersuchungen an verunreinigten Werkstoffen

Versuch 6-2 sollte somit auch die überlagerte Wirkung zweier Einschlüsse abbilden. Es wurde angenommen, dass ein Einschluss aufgrund seiner geringen Tiefe früher an die Stoßfläche gelangen würde als der zweite, tiefere Einschluss. Dadurch sollte dieser Versuch Aufschluss darüber geben, ob durch die Interaktion kleinerer Einschlüsse ebenfalls große Defekte in der Schweißverbindung entstehen können.

6.2.2 Ergebnisse

Anhand des C-Bilds von Versuch 6-1 wurde deutlich, dass dieses sich wesentlich vom C-Bild einer defektfreien Schweißung unterscheidet (vgl. Abbildung 4.9). Aufgrund der Verunreinigungen waren nun zu Beginn der Schweißung länger anhaltende Reflexionen aus der Probenmitte erkennbar. Im Anschluss war es anhand der Messergebnisse des Ultraschall-Prüfsystems möglich, sowohl die Ausbreitung der Verunreinigungen als auch die Entstehung des eigentlichen Risses nachzuvollziehen (s. Abbildung 6.2).

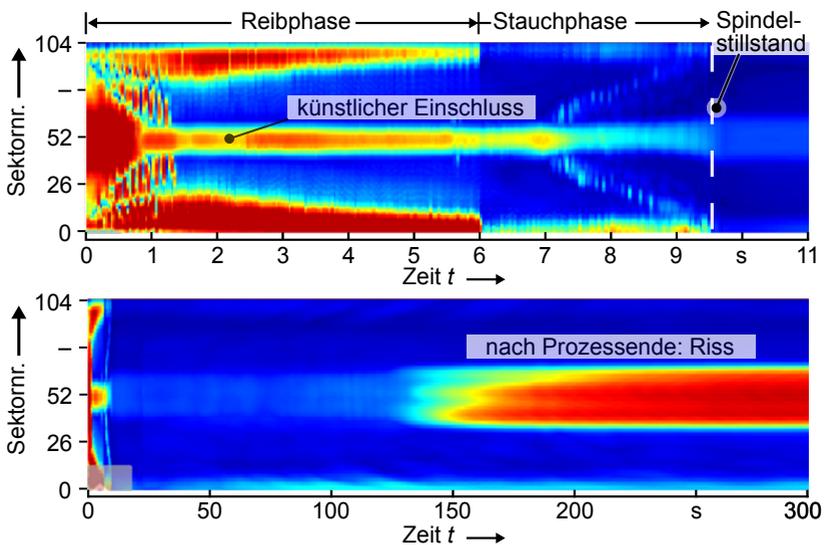


Abbildung 6.2: Ausbreitung der Mangansulfide während der Stauchphase und langfristige Entstehung eines Risses im C-Bild; Versuch 6-1

Das Fehlersignal nahm zwar während der Reibphase ab, doch war es bei Auf-

bringung der Stauchkraft immer noch deutlich vorhanden. Mit dem Anstieg der Probenverkürzung gelangten auch die Verunreinigungen in die Prozesszone, sodass nach ca. 7 s die radiale Ausbreitung der Signale aus dem C-Bild hervorging. Zudem wurde das Fehlersignal aus der Probenmitte schwächer, was vermutlich das Ergebnis der Verteilung der Mangansulfide über die Stoßflächen war.

Bei Stillstand der Spindel nach ca. 9,5 s war in den äußeren Bereichen kein Fehlersignal mehr vorhanden. Lediglich im Bereich der Probenmitte traten noch geringe Reflexionen auf, welche sich während der folgenden 120 s nur unwesentlich veränderten. Im Anschluss war jedoch im Probenzentrum die vergleichsweise plötzliche Entstehung eines Risses zu erkennen. Dieser rief innerhalb eines großen Bereichs sehr hohe Signale hervor, die im weiteren Verlauf auch auf hohem Niveau stagnierten. Daraus kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass der Riss nicht während der eigentlichen Schweißung entstand, sondern vielmehr im Nachgang, d. h. während der Abkühlung der Verbindung. Aufgrund dessen wurde ein Zusammenhang zwischen der Rissausbreitung und der Abkühlung der Prozesszone wahrscheinlich, da die Temperatur die einzige Prozessgröße darstellt, welche sich nach Spindelstillstand noch signifikant ändert.

Um zusätzliche Aussagen zur Ausbildung des Risses zu ermöglichen, wurde nach der Schweißung ein Querschliff angefertigt, der unter dem Lichtmikroskop untersucht wurde. Der Querschliff wurde hierbei lediglich poliert, da die Anwendung von Ätzmitteln zur Auflösung von Mangansulfiden führen kann. Nach der Durchtrennung der Verbindung wurde das Gegenstück des Querschliffs zudem mechanisch belastet, worauf sich ein Bruch an der Stoßfläche einstellte. Diese Bruchflächen wurden anschließend mit Hilfe der Energiedispersiven Röntgenspektroskopie (engl. energy dispersive X-ray spectroscopy (EDX)) hinsichtlich ihrer chemischen Zusammensetzung untersucht.

Die Aufnahmen mit dem Lichtmikroskop zeigten einen durchgehenden, d.h. scheibenförmigen, Riss im Bereich der Probenmitte (s. Abbildung 6.3 a)). Der Riss erstreckte sich auch auf Bereiche ohne Verunreinigungen, da erst in einem Abstand von ca. 0,5 mm vom Zentrum Mangansulfide erkennbar waren. Dieses Ergebnis wurde auch durch die EDX-Messungen bestätigt, welche außerhalb des Zentrums höhere Vorkommen von Mangan (s. Abbildung 6.3 b)) und Schwefel (s. Abbildung 6.3 c)) ergaben.

6 Prozessuntersuchungen an verunreinigten Werkstoffen

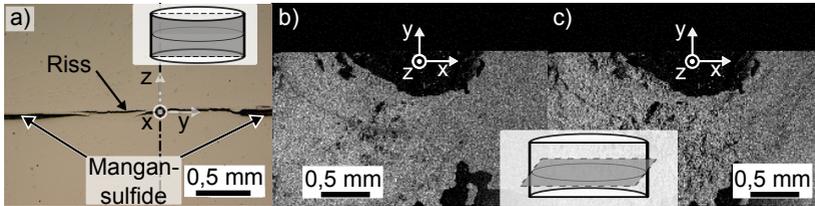


Abbildung 6.3: a) Rissausbreitung auf Bereiche ohne Verunreinigungen; Detektion von b) Mangan und c) Schwefel an der Bruchfläche der Probe durch Energiedispersive Röntgenspektroskopie (jeweils hell dargestellt)

Die Ultraschall-Prüfergebnisse von Versuch 6-2, welcher mit kleineren Einschlüssen durchgeführt worden war, unterschieden sich stark von denjenigen von Versuch 6-1. Das aufgenommene C-Bild wich von Prozessbeginn bis zum Spindelstillstand nicht signifikant vom C-Bild einer fehlerfreien Schweißung ab (s. Abbildung 6.4). Im Bereich der Probenmitte traten nach ca. 2 s keine Reflexionen mehr auf, sodass keine Hinweise auf Störungen des Prozessablaufs vorhanden waren. Erst nach dem Stillstand der Spindel war ein Fehlersignal vorhanden, welches auf einen ca. 13 mm großen Defekt hinwies. Der ursprünglich 2 mm große künstliche Einschluss hatte somit einen mehr als 6-mal größeren Fehler hervorgerufen. Während der folgenden 300 s weitete sich der reflektierende Bereich zudem soweit aus, dass er ca. die Hälfte des gesamten Probendurchmessers von 40 mm umfasste.

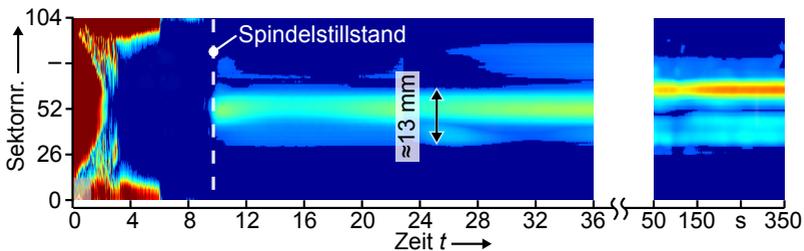


Abbildung 6.4: C-Bild bei Einbringung kleinerer Fehlstellen: Fehler während der Schweißung aufgrund ihrer geringen Größe nicht detektierbar; deutliche Reflexionen erst mit dem Spindelstillstand vorhanden; Versuch 6-2

Die Ergebnisse der Ultraschallprüfung wurden durch die Untersuchung des

Querschliff der Schweißverbindung bestätigt, da sich hier ebenfalls ein ca. 23 mm breiter Riss zeigte. Dieser enthielt lediglich im Zentrum Mangansulfide, die jedoch den Ausgangspunkt für einen größeren Riss bildeten (s. Abbildung 6.5).

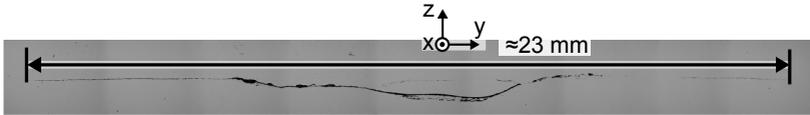


Abbildung 6.5: Querschliff der Schweißverbindung; lediglich im Zentrum des Risses sind Mangansulfide vorhanden; Versuch 6-2

Die Versuchsergebnisse stehen damit im Einklang mit den Schlussfolgerungen, welche bereits anhand des größeren Einschlusses gezogen wurden. Auch kleinere Fehlstellen breiten sich in Folge des Materialflusses aus und initiieren Risse, die sich in Bereiche ohne Verunreinigungen erstrecken. Allerdings sind kleinere Fehlstellen nicht mehr im Ultraschall erkennbar; lediglich die resultierende Rissentstehung kann mit Hilfe des Messsystems nachvollzogen werden. Das wichtigste Ergebnis der Messungen stellt deshalb die Feststellung dar, dass die Risse erst nach Spindelstillstand und am Ende der Bauteilverkürzung auftreten. Von hoher Relevanz ist zudem, dass sich ausgehend von den Einschlüssen Risse bilden, welche sich entlang der Stoßflächen weiter ausbreiten.

6.2.3 Fazit

Die Messergebnisse zeigen, dass die Detektion kleiner Einschlüsse während des Prozesses auch mit Phased-Array-Ultraschallprüftechnik nicht möglich ist. Dennoch können aus den Ultraschallbildern wichtige Schlüsse über die Entstehung der Fehler gezogen werden. Anhand größerer Einschlüsse wurde bestätigt, dass sich zentrisch platzierte Verunreinigungen während des Prozesses radial ausbreiten und anschließend zu Rissen führen, welche die Abmessungen der ursprünglichen Verunreinigungen deutlich überschreiten.

Die Ausbildung der Risse war nach dem Stillstand der Spindel bzw. dem Ende der Bauteilverkürzung nicht beendet; stattdessen änderten sich die Prüfergebnisse erst nach mehreren Minuten nicht mehr signifikant. Auch Einschlüsse, die aufgrund ihrer geringen Größe nicht detektiert werden konnten, führten nach

Prozessende zu Fehlern, die weit größer als die ursprüngliche Verunreinigung im Grundwerkstoff waren. Dies kann zum einen durch die Ausbreitung der Mangansulfide in Folge des Materialflusses begründet werden. Zum anderen weiten sich die Risse jedoch auch auf Bereiche aus, in denen keine Verunreinigungen vorhanden sind.

Es wird deutlich, dass zur Vermeidung der Fehler keine Prozessregelung verwendet werden kann. Da entstehende Fehler nicht rechtzeitig detektiert werden können, kann auch keine Anpassung der Prozessparameter als Reaktion auf Messsignale erfolgen. So ist es beispielsweise unmöglich, basierend auf der Detektion von Einschlüssen die Stauchkraft zu erhöhen und auf diese Weise die Verunreinigungen in den Wulst zu drücken. Stattdessen wurde im Folgenden versucht, die Entstehung von Rissen durch die Adaption der Prozessparameter zu vermeiden.

6.3 Strategie zur Fehlervermeidung

6.3.1 Auswahl der Maßnahmen

Im Anschluss an die Untersuchung der Fehlerentstehung wurde im nächsten Schritt versucht, den Prozess so zu adaptieren, dass trotz großer Verunreinigungen im Grundwerkstoff gute Schweißergebnisse gewährleistet werden können. Dazu wurde der Verlauf einzelner Prozessgrößen gezielt variiert. Um für diese Prozessgrößen passende Verläufe definieren zu können, wurden zunächst zwei Hypothesen aufgestellt. Diese basierten auf der Erkenntnis, dass ein Großteil der Rissbildung erst nach dem Spindelstillstand stattfindet.

Die erste Hypothese bestand in der Annahme, dass die Ausbreitung der Risse bei schnellerer Abkühlung des Gefüges stärker ist. Somit musste der Betrag der Temperaturgradienten in axialer Richtung verringert werden, da davon ausgegangen wurde, dass diese die Abkühlgeschwindigkeit maßgeblich beeinflussen. Zudem weisen die Ergebnisse aus Abschnitt 6.2 darauf hin, dass die Mangansulfide der Bewegung des umgebenden Werkstoffs folgen. Deshalb wurde als zweite Hypothese formuliert, dass im Bereich der Stoßflächen eine sanftere Umlenkung des Materials (s. Abbildung 6.6) anzustreben ist. Dadurch sollte vermieden werden, dass sich die Einschlüsse parallel zueinander und senkrecht zur Probenlängsachse anordnen. Nach HOSSEINI ET AL. (2007) ist dies bei Zugbelastung des gesamten Bauteils von Vorteil, da an den Enden der

Einschlüsse geringere Zugspannungen auftreten, wenn diese in Belastungsrichtung orientiert sind (vgl. Abbildung 2.5, S. 15). Die sanftere Umlenkung des Materials sollte verhindern, dass sich verschiedene Einschlüsse hintereinander, nahe einer Materialflusslinie, anordnen. Dadurch könnte die Entstehung großer Risse unwahrscheinlicher werden, welche aus der Verbindung kleiner Risse an verschiedenen Einschlüssen resultieren.

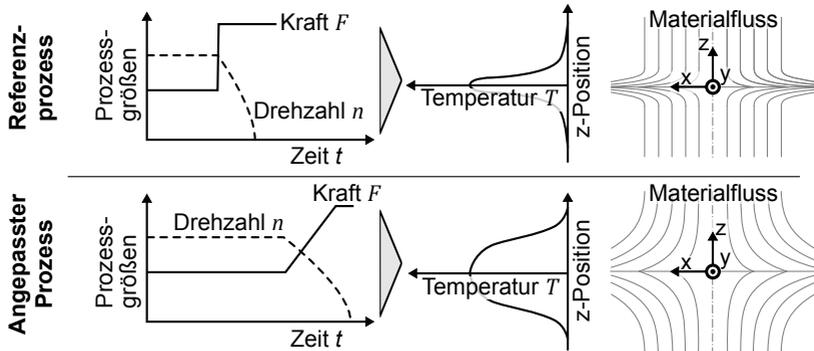


Abbildung 6.6: Vermutete Auswirkung von erhöhter Reibzeit und verlangsamter Aufbringung der Stauchkraft auf den qualitativen Verlauf der Temperatur entlang der Längsachse ($x, y = 0$) und die Werkstoffdeformation bei Stillstand der Spindel

Um die Gültigkeit dieser Hypothesen zu untersuchen, war im ersten Schritt die Auswahl von Prozessparametern notwendig, die eine Beeinflussung des Temperaturfeldes und des Materialflusses ermöglichen. Der Prozess wird im Wesentlichen durch die Beträge der Drehzahl, der Reibkraft und der Stauchkraft bestimmt (s. Abbildung 2.4, S. 9). Zusätzlich können jedoch auch die qualitativen Verläufe dieser Prozessparameter verändert werden. So ist es z. B. denkbar, bei Prozessbeginn eine hohe Drehzahl und einen schnellen Kraftanstieg zu verwenden und sowohl die Drehzahl als auch die Kraft im Anschluss zu reduzieren. Dadurch würden die kalten Stoßflächen anfangs schnell erwärmt werden, während sich die Temperatur im Anschluss ohne signifikante Verkürzung der Bauteile ausbreiten könnte.

Es existieren also zahlreiche Variationsmöglichkeiten, die im Rahmen einer Parameterstudie untersucht werden könnten. Um die Definition geeigneter Parameter zu vereinfachen, wurde im Rahmen der Untersuchungen jedoch auf die Variation der Drehzahl verzichtet. Stattdessen wurde untersucht, inwiefern

eine Verlängerung der Reibphase zu einer stärkeren Erwärmung der Bauteile beiträgt. Zusätzlich wurde die Stauchkraft in Form einer Rampe aufgebracht, um den erwärmten Werkstoff langsamer zu deformieren. Durch die Überlagerung von breiterer axialer Erwärmung und langsamerer Deformation sollten somit sowohl flachere Temperaturverläufe als auch eine sanftere Umlenkung des Werkstoffs in der Prozesszone erreicht werden.

6.3.2 Anpassung der Prozessführung

Zur Untersuchung des Einflusses der veränderten Prozessparameter auf die Rissbildung wurden ergänzend zu Versuch 6-2 (Reibzeit $t_R = 6\text{ s}$) drei weitere Parametersätze festgelegt. Für jeden Parameter wurden wie in Versuch 6-2 zwei Fehler in der Tiefe t_E eingebracht. Um den Effekt der Reibzeit deutlich machen zu können, wurde diese in weiteren Versuchen von 8 s auf 12 s und schließlich auf 16 s erhöht. Bei Beaufschlagung der Proben mit einer konstanten Reibkraft von 100 kN würde dadurch bereits während der Reibphase eine Verkürzung der Bauteile eintreten. Wie zuvor beschrieben, wurde jedoch das Ziel verfolgt, in axialer Richtung möglichst geringe Temperaturgradienten zu erreichen (vgl. Abschnitt 6.3.1). Deshalb wurde für jeden Parametersatz der Verlauf der Reibkraft angepasst, um das erwärmte Material während der Reibphase möglichst nicht zu verdrängen (s. Abbildung 6.7).

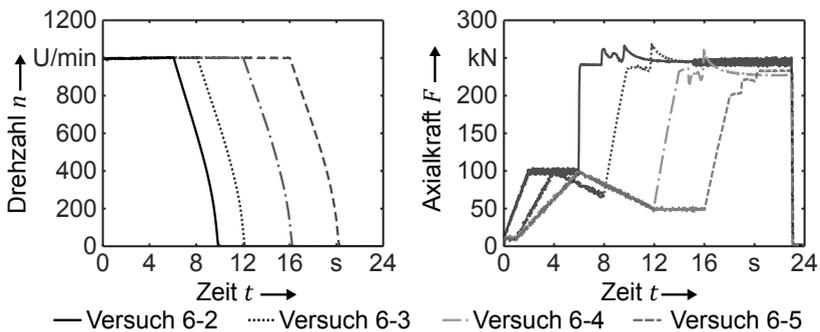


Abbildung 6.7: Drehzahl- und Kraftverläufe für verschiedene Reibzeiten t_R mit dem Ziel einer langsameren Abkühlung und einer gleichmäßigeren Materialumlenkung als bei Versuch 6-1 und 6-2

Dazu wurde zum einen die Aufbringung der Reibkraft verlangsamt, sodass

der Zielwert von 100 kN zum Teil erst nach 6 s erreicht wurde. Zum anderen wurde die Kraft danach wieder bis zum Beginn der Stauchphase reduziert. Im Anschluss an die Reibphase wurde die Stauchkraft rampenförmig aufgebracht, sodass der Nenn-Wert jeweils erst 2 s nach Abschaltung des Antriebs erreicht wurde. Die Prozesse wurden erneut weggesteuert durchgeführt, um die Tiefe der Bohrungen für die Einbringung der Mangansulfide abhängig von der finalen Längenverkürzung präzise festlegen zu können. Die in Abbildung 6.7 dargestellten Kraft-Zeit-Verläufe weisen deshalb während der Stauchphase geringfügige Schwankungen auf, da sie bereits unter Einsatz der Wegregelung aufgezeichnet wurden.

Mit Hilfe dieser Kraftverläufe war es möglich, die Längenverkürzung auch bei langen Reibzeiten trotz der starken Wärmeeinbringung auf ein akzeptables Maß zu begrenzen. Selbst bei einer Erhöhung der Reibzeit auf 16 s war die Verkürzung geringer als 14 mm (s. Abbildung 6.8).

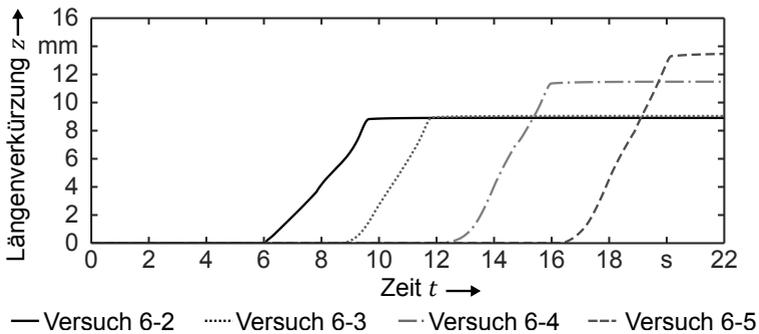


Abbildung 6.8: Resultierende Verläufe der Längenverkürzung bei im Vergleich zu Versuch 6-1 und 6-2 gesteigerter Reibzeit t_R und verlangsamter Kraftaufbringung

Die Auswirkung der veränderten Prozessführung auf das entstehende Temperaturfeld sowie auf den Materialfluss in der Prozesszone konnte mit Hilfe des Modells nachvollzogen werden. Dazu wurden zunächst die Temperaturverläufe betrachtet, welche 0,1 s vor Beginn der Stauchphase vorhergesagt wurden. Dadurch wurde der Einfluss der Reibzeit deutlich, da dieser zu diesem Zeitpunkt noch nicht durch die Aufbringung der Stauchkraft verfälscht war. Erst die anschließende Betrachtung der Temperaturfelder bei Spindelstillstand beinhaltete auch Effekte, die durch die Verdrängung des erwärmten Werkstoffs

6 Prozessuntersuchungen an verunreinigten Werkstoffen

hervorgerufen werden. Aus dem Vergleich von Versuch 6-2 und Versuch 6-5, d. h. der Reibzeiten $t_R = 6$ s und $t_R = 16$ s, geht klar hervor, dass durch die längere Erwärmung der Stoßflächen auch flachere Temperaturgradienten entstehen (s. Abbildung 6.9, $t = 5,9$ s bzw. $t = 15,9$ s).

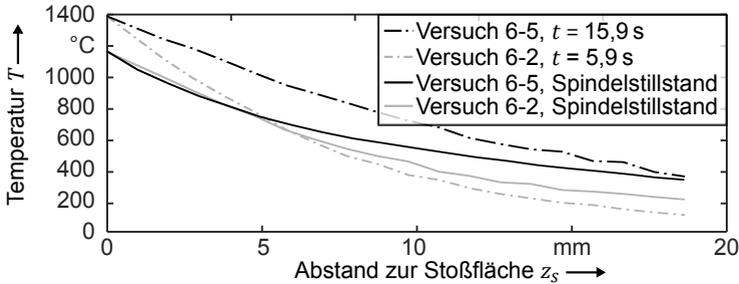


Abbildung 6.9: Berechnete Temperaturverläufe entlang der Symmetrieachse der Proben bei schlagartiger Aufbringung der Stauchkraft und einer Reibzeit $t_R = 6$ s (Versuch 6-2) im Vergleich zu einer Reibzeit $t_R = 16$ s und verlangsamter Kraftaufbringung (Versuch 6-5); Zeitpunkte jeweils 0,1 s vor Beginn der Stauchphase und bei Spindelstillstand

Zum Zeitpunkt des Spindelstillstands ergab sich an den Stoßflächen für beide Parametersätze eine deutliche Reduktion der Temperatur auf ca. 1200 $^{\circ}\text{C}$. Mit wachsendem Abstand zur Stoßfläche zeigten sich jedoch erneut Abweichungen zwischen den Parametersätzen, da das Temperaturgefälle von Versuch 6-5 (Reibzeit $t_R = 16$ s) wesentlich flacher war. Dies kann als Beleg dafür gewertet werden, dass das Temperaturfeld durch die Parameteranpassung gemäß der Hypothesen aus Abschnitt 6.3.1 beeinflusst wurde. Aufgrund der flacheren Temperaturgradienten ist es wahrscheinlich, dass auch die Abkühlung der Schweißverbindung wie gewünscht verlangsamt wurde.

Auch bei der anschließenden Analyse des Materialflusses zeigte sich, dass dieser durch die Anpassung der Prozessparameter deutlich verändert wurde (s. Abbildung 6.10). So war der Bereich, innerhalb dessen Material deformiert wurde, bei Versuch 6-2 in axialer Richtung wesentlich schmaler. Wie erwartet fiel die Umlenkung des Werkstoffs jedoch im Vergleich zu Versuch 6-5 wesentlich schärfer aus. Die beschriebenen Effekte waren auch für Versuch 6-3 und Versuch 6-4 erkennbar, allerdings traten sie bei Versuch 6-5 am deutlichsten hervor.

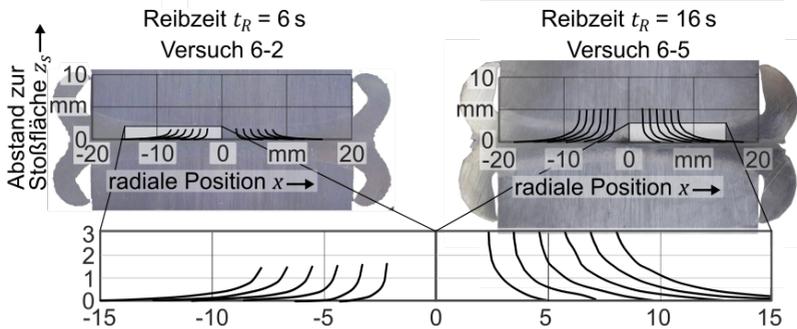


Abbildung 6.10: Vorhersage des Einflusses der Reibzeit auf den Materialfluss anhand des FE-Modells und Vergleich mit den zugehörigen Querschliffen

6.3.3 Ergebnisse

Vor der Betrachtung der eigentlichen Versuchsergebnisse wird in diesem Abschnitt zuerst bewertet, wie genau die künstlichen Einschlüsse im Rahmen der Experimente in die Prozesszone transportiert werden konnten. Wie zuvor beschrieben, ist hierfür eine genaue Wegregelung erforderlich, welche anhand der Schwankung des Maßes t_E beurteilt werden kann (vgl. Abschnitt 6.2.1). Wie aus Tabelle 6.2 hervorgeht, konnten die Einschlüsse sehr genau positioniert werden, da sich die Werte von t_E für die jeweiligen Fehler zwischen den einzelnen Versuchen um maximal 0,06 mm unterscheiden. Dies kann einerseits als Beleg für die zufriedenstellende Funktion der Wegregelung gewertet werden. Andererseits erleichtert die niedrige Streuung von t_E auch den Vergleich der Versuchsergebnisse.

Versuchs- nr.	Fehler 1 t_E in mm	Fehler 2 t_E in mm	D_E in mm	m_E in mg
6-2 (Referenz)	-0,01	-2,44	jeweils 2,0	jeweils 5
6-3	0,04	-2,38	jeweils 2,0	jeweils 5
6-4	0,03	-2,39	jeweils 2,0	jeweils 5
6-5	-0,01	-2,43	jeweils 2,0	jeweils 5

Tabelle 6.2: Tiefe t_E der eingebrachten Fehler bei Untersuchung des Zusammenhangs zwischen Prozessführung und Rissentstehung

Erneut boten die erstellten Ultraschallbilder die Möglichkeit, die Versuchsergebnisse anhand anschaulicher Graphiken zu analysieren. Für alle Parametersätze konnte festgestellt werden, dass die 2 mm kleinen Fehlstellen während des eigentlichen Schweißprozesses nicht detektierbar waren. Vom Prozessbeginn bis zum Spindelstillstand wurden keinerlei Signale aufgezeichnet, die auf Verunreinigungen im Grundwerkstoff hingewiesen hätten. Wie zuvor traten die Fehlersignale erst nach Spindelstillstand auf. Da die C-Bilder auch nach mehr als 5 min noch keine konstanten Fehlersignale anzeigten, wurde nach 24 h jeweils erneut eine Ultraschallprüfung durchgeführt. Nach Ablauf dieser Zeit änderte sich die Form der Bilder nicht mehr. Im Vergleich zur Prüfung nach 5 min hatte die Breite der reflektierenden Bereiche und die Stärke der Signale nach 24 h teils deutlich zugenommen.

Die Größe der reflektierenden Bereiche und die Amplituden der Fehlersignale war sehr stark von den verwendeten Parametersätzen abhängig. Wie aus Abbildung 6.11 hervorgeht, war bei einer Reibzeit von 8 s noch keine sichtbare Verringerung der Fehlergröße erkennbar. Erneut trat mit dem Stillstand der Spindel ein Fehlersignal auf, das im weiteren Verlauf immer stärker wurde. Nach 24 h war die fehlerhafte Verbindung eindeutig zu erkennen, da aus einem Großteil des Querschnitts Reflexionen hervortraten.

Erst die weitere Erhöhung der Reibzeit auf 12 s hatte einen merklichen Einfluss auf das Prüfergebnis. Bei Beendigung der Rotationsbewegung entstand im Zentrum der Probe nur noch ein schwaches Signal, das während der folgenden 4 s zudem immer geringer wurde und schließlich vollständig verschwand. Bei $t \approx 28$ s war an identischer Stelle jedoch wieder ein steigendes Signal zu verzeichnen, das sich innerhalb der nächsten 24 h räumlich ausbreitete. Somit konnte auch bei einer Reibzeit von 12 s und einem angepassten Kraftverlauf noch keine zufriedenstellende Verbindung hergestellt werden. Dennoch war eine positive Entwicklung erkennbar, da die Breite der reflektierenden Bereiche und die Stärke der Fehlersignale im Vergleich zu den vorherigen Parametersätzen wesentlich geringer war.

Letztendlich zeigte sich in den Ultraschallbildern bei einer Reibzeit von 16 s die deutlichste Verbesserung. Zwar waren bei Spindelstillstand auch hier noch geringfügige Reflexionen erkennbar. Allerdings war die Breite der reflektierenden Bereiche deutlich geringer, während gleichzeitig die Stärke der Signale reduziert war. Außerdem war im weiteren Verlauf nur noch eine

unwesentliche räumliche Ausbreitung des Fehlersignals zu erkennen, sodass ein Großteil der Anbindungsfläche intakt blieb.

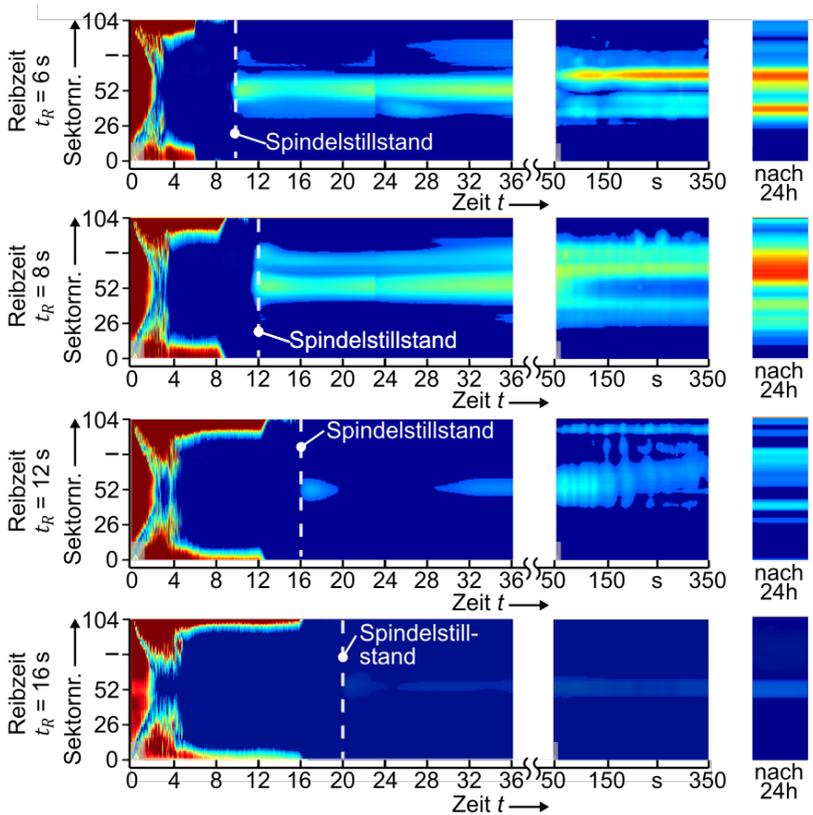


Abbildung 6.11: Auswirkung zweier künstlicher Einschlüsse auf das Fehlersignal im C-Bild bei unterschiedlichen Reibzeiten und schneller bzw. langsamer Aufbringung der Stauchkraft

6.3.4 Fazit

Die Versuchsergebnisse können als Indiz für die Gültigkeit der anfangs postulierten Hypothesen angesehen werden (vgl. Abschnitt 6.3.1). Wie in Abschnitt 6.3.2 anhand von Simulationsergebnissen gezeigt wurde, resultierte aus der Anpassung der Prozessparameter eine Abflachung der Temperaturgradienten und eine sanftere Umlenkung des plastifizierten Werkstoffs. Gleichzeitig

war nun anhand der Ultraschallbilder zu erkennen, dass parallel zur Erhöhung der Reibzeit eine deutliche Reduktion der Fehlergröße zu verzeichnen war. Zwar konnte die Fehlerentstehung auch bei einer langen Reibzeit von 16 s nicht gänzlich verhindert werden. Allerdings waren die Proben vergleichsweise stark verunreinigt, da die künstlich eingebrachten Mangansulfide jeweils auf einen Durchmesser von 2 mm verteilt waren. In Realbauteilen ist die Größe der Verunreinigungen jedoch eher auf ca. 100 μm einzuschätzen (vgl. Abschnitt 2.3.2). Die Untersuchungen können deshalb als eine Art „worst-case“-Betrachtung angesehen werden, da die Beeinträchtigung der Verbindungsqualität durch reale Einschlüsse vermutlich wesentlich geringer ausfällt. Trotzdem konnte der Einfluss der großen Fehlstellen durch die veränderte Prozessführung stark verringert werden.

6.4 Zusammenfassung

Durch die Nutzung der zuvor entwickelten Systemtechnik zur In-situ-Ultraschallüberwachung des Rotationsreibschweißens konnte wichtiges Prozessverständnis zur Entstehung von Fehlern aufgebaut werden, die aufgrund nichtmetallischer Einschlüsse im Grundwerkstoff entstehen. Durch die Einbringung künstlicher Defekte konnte nachvollzogen werden, wie diese während des Schweißvorgangs zur Entstehung großer Fehlstellen führen. Anschließend war es möglich, Hypothesen zu möglichen Zusammenhängen zwischen der Fehlerentstehung und dem Verlauf bestimmter physikalischer Feldgrößen aufzustellen. Auf Basis dieser Annahmen wurde der Prozessablauf mit Hilfe des Prozessmodells so verändert, dass die Abkühlung der Verbindung deutlich verlangsamt und der Werkstoff sanfter umgelenkt wurde. Dadurch konnten weitgehend fehlerfreie Schweißverbindungen erstellt werden, obwohl im Grundwerkstoff ähnlich angeordnete Verunreinigungen vorhanden waren. Im nächsten Schritt muss deshalb untersucht werden, inwiefern diese Erkenntnisse auf Realbauteile übertragbar sind, die möglicherweise kleinere und anders verteilte Einschlüsse enthalten. Dazu müssen jedoch größere Stückzahlen verschweißt werden, um eine Reduktion der Ausschussquoten statistisch nachweisen zu können. Somit ist die industrielle Erprobung der veränderten Prozessführung erforderlich, was jedoch i. d. R. ohne Veränderung der bestehenden Anlagentechnik möglich ist.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Nichtmetallische Einschlüsse können beim Rotationsreibschweißen von Stählen zu fehlerhaften Schweißverbindungen führen. Die Entstehung der Verbindungsfehler kann anhand der bisher bekannten Methoden zur Prozessüberwachung nur schlecht beobachtet werden. Aufgrund dessen existiert nur unzureichendes Prozesswissen hinsichtlich der Mechanismen der Fehlerentstehung. Zudem sind keine Maßnahmen bekannt, durch die sich der negative Einfluss der Einschlüsse verringern lässt.

Diese Arbeit hatte deshalb zum Ziel, eine geeignete Messmethode zur Beobachtung der Fehlerentstehung zu entwickeln und einen Zusammenhang zwischen der Fehlerentstehung und ausgewählten physikalischen Feldgrößen herzustellen. Anhand der gewonnenen Erkenntnisse sollte der Prozessablauf so verändert werden, dass die Beeinträchtigung der Verbindungsqualität durch Verunreinigungen im Grundwerkstoff geringer ausfällt und die Prozesssicherheit gesteigert wird.

Prozessmodell

Zur Beschreibung des Prozessablaufes wurde ein Finite-Elemente-Modell entwickelt, anhand dessen die Prozessgrößen nachvollziehbar bzw. vorhersagbar wurden. Der wichtigste Aspekt beim Aufbau des Modells war die Implementierung geeigneter Zusammenhänge für das Reib- und das Fließverhalten des plastifizierten Stahls. Indem im Reibverhalten auch die Entfestigung des Werkstoffs berücksichtigt wurde, konnte die Begrenzung des Wärmeeintrags als wichtiges Prozessphänomen im Modell abgebildet werden. Zudem zeigte sich in der Validierung, dass die Vorhersage der Verkürzung der Bauteile und der charakteristischen plastischen Deformation des Werkstoffs mit geringen Abweichungen möglich ist. Eine Kalibrierung einzelner Modellparameter war hierzu

nicht notwendig. Dadurch konnte das Modell im weiteren Verlauf zur Interpretation von Messergebnissen und zur Bestimmung geeigneter Prozessparameter genutzt werden.

Systemtechnik

Um die Fehlerentstehung in reibgeschweißten Verbindungen besser verstehen zu können, musste zunächst eine Messmethode gefunden werden, welche die detaillierte Analyse von Prozessstörungen ermöglicht. Da die bestehenden Ansätze zur Prozessüberwachung nicht erfolgversprechend waren, wurde das Potential der In-situ-Anwendung der Phased-Array-Ultraschallprüftechnik bewertet. Dazu wurde ein Ultraschall-Messsystem in eine bestehende Rotationsreibschweißanlage integriert. In weiteren Untersuchungen zeigte sich, dass das Messsystem dazu geeignet war, Störungen im Bereich der Stoßflächen selbst dann detailgenau aufzulösen, wenn die herkömmliche Parameterüberwachung keinerlei Unregelmäßigkeiten anzeigte. Zudem konnten anhand der Messergebnisse Rückschlüsse auf schwer messbare Prozessgrößen, wie den Druckspannungsverlauf an den Stoßflächen oder die Bauteilerwärmung, gezogen werden. Diese Schlussfolgerungen konnten zudem anhand von Simulationsergebnissen untermauert werden.

Fehlervermeidung

Basierend auf dem zuvor aufgebauten Messsystem wurde anschließend untersucht, inwiefern durch Verunreinigungen im Grundwerkstoff fehlerhafte Schweißverbindungen verursacht werden. Dazu wurden aufgrund der besseren Reproduzierbarkeit künstliche Einschlüsse eingebracht, die sich während des Prozesses mit dem plastifizierten Stahl ausbreiteten und die bei der Abkühlung der Verbindung wachsende Reflexionen des Ultraschalls hervorriefen. Dies führte zu der Hypothese, dass die Fehlerentstehung durch die radiale Umlenkung des Werkstoffs im Bereich der Stoßflächen und durch schnelle Abkühlung begünstigt wird. Deshalb wurden mit Hilfe des Prozessmodells veränderte Parameterverläufe bestimmt, welche die Abkühlung der Verbindung verlangsamen und die Umlenkung des Materials weicher gestalten sollten. In weiteren Experimenten konnte gezeigt werden, dass Einschlüsse von vergleichbarer Größe und Anordnung bei geeigneten Prozessparametern nur noch sehr geringe Fehlersignale hervorrufen.

7.2 Nutzenbewertung

Prozessmodell

Das Finite-Elemente-Modell (Kapitel 3) kann in erster Linie zur Verbesserung des Prozessverständnisses eingesetzt werden, was insbesondere durch den Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Messdaten der In-situ-Ultraschallprüfung neue Erkenntnisse ermöglichte. Dazu können z. B. die Rückschlüsse auf die Druckspannungs- und die Temperaturverläufe im Bereich der Stoßflächen gezählt werden, deren experimentelle Erfassung zuvor nur mit hohem Aufwand erfolgen konnte.

Zudem bedurfte das Modell innerhalb des untersuchten Parameterbereichs keiner Kalibrierung, um eine ausreichende Genauigkeit zu gewährleisten. Dadurch ist es als Werkzeug zur Ermittlung geeigneter Schweißparameter nutzbar. Neben der Einsparung von experimentellem Aufwand ist dies auch hinsichtlich des resultierenden Erkenntnisgewinns wertvoll, da das Schweißergebnis in Verbindung mit den simulierten Verläufen verschiedener Prozessgrößen betrachtet werden kann.

Einsatz der In-situ-Prüftechnik

Durch die In-situ-Anwendung der Phased-Array-Ultraschallprüftechnik konnten zahlreiche Rückschlüsse auf den Prozessablauf gezogen werden, was anhand der bisher verfügbaren Messmethoden nur schwer möglich war. Da begleitend zum Schweißprozess aussagekräftige Ultraschallbilder erstellt wurden, wurde unter anderem der Einfluss des Oberflächenzustands auf das Reibverhalten nachvollziehbar. Aufgrund der Beeinflussung der Messergebnisse durch die Bauteilerwärmung konnten zudem Aussagen hinsichtlich der mehrdimensionalen Ausprägung des Temperaturfelds getroffen werden.

Im Vergleich zu den aktuell eingesetzten Überwachungsmethoden werden durch den In-Situ-Einsatz von Ultraschallprüftechnik umfangreichere und detailliertere Informationen bereitgestellt. Dies könnte dazu dienen, Qualitätsschwankungen bei der Verarbeitung einer Charge gegebenenfalls früher zu erkennen und ihren Folgen entgegenzuwirken, sodass weniger Ausschuss entsteht.

Für die industrielle Anwendung der Ultraschall-Prozessüberwachung ist nicht zwingend ein Phased-Array-Messsystem notwendig. Da auch die Laufzeitverzögerung des Ultraschalls aufgrund der Bauteilerwärmung (vgl. Abschnitt 4.4 ,

S. 89) als Überwachungskriterium verwendet werden kann, sind mehrdimensionale Ultraschallbilder nicht zwingend notwendig. Daher könnten auch günstigere Einschwinger-Prüfköpfe und -Messgeräte für den gleichen Zweck zum Einsatz kommen.

Untersuchungen an verunreinigten Werkstoffen

Mit Hilfe der Messergebnisse der In-situ-Ultraschallüberwachung konnte das Verhalten von Verunreinigungen während des Prozesses detailliert nachvollzogen werden. Dadurch konnte wichtiges Prozessverständnis geschaffen werden, um den Ablauf der Schweißung im nächsten Schritt gezielt zu Gunsten einer geringeren Fehleranfälligkeit zu verändern.

Da die Versuche an künstlich hervorgerufenen Einschlüssen durchgeführt wurden, kann eine Beeinflussung der Versuchsergebnisse durch zufällig verteilte Verunreinigungen weitestgehend ausgeschlossen werden. Daraus resultierte der Vorteil, dass die Ergebnisse der verschiedenen Parametersätze direkt verglichen werden konnten. Der erarbeitete Lösungsansatz zur Reduktion der Fehleranfälligkeit kann mit geringem Aufwand industriell erprobt werden, da dazu lediglich die Veränderung der Drehzahl- und der Kraft-Zeit-Verläufe notwendig ist. Die Rentabilität der Maßnahmen hängt dabei im Wesentlichen von der erzielten Verringerung der Ausschussquoten ab. Diese muss hoch genug ausfallen, um die Mehrkosten zu kompensieren, welche durch die notwendige Verlängerung der Reib- und damit der Prozesszeiten entstehen. Zur Erläuterung dieses Zusammenhang wird im Folgenden eine beispielhafte Anwendung des Rotationsreibschweißens herangezogen (s. Abbildung 7.1).

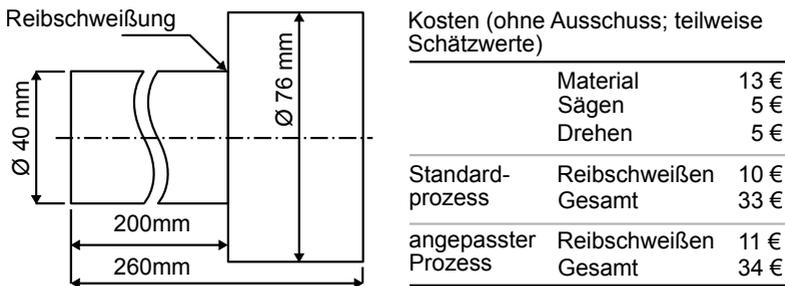


Abbildung 7.1: Auswirkung einer angepassten Prozessführung auf die Herstellungskosten einer artgleichen Welle-Welle-Verbindung durch das Rotationsreibschweißen (Werkstoff: 42CrMo4)

Durch die Verbindung von Wellen unterschiedlicher Durchmesser kann der Aufwand für die anschließende spanende Bearbeitung erheblich reduziert werden. Dabei betragen die Kosten für das Reibschweißen ca. 30 % der Gesamtkosten für die Bereitstellung des Rohteils für die Zerspanung. Durch die längere Dauer einer Schweißung mit geringerem Ausschussrisiko (vgl. Abschnitt 6.3.3) muss dem Bauteil auch ein höherer Anteil des Maschinenstundensatzes zugerechnet werden, wodurch die Kosten für das Rotationsreibschweißen um ca. 10 % ansteigen. Somit hängt die Rentabilität der angepassten Prozessführung im Wesentlichen von der aktuellen Ausschussquote eines potentiellen Anwenders ab. Unter der Annahme, dass die Ausschussquote in Folge der angepassten Prozessführung auf weniger als 0,1 % reduziert wird, ergeben sich deshalb die in Abbildung 7.2 dargestellten Zusammenhänge.

Die Stückkosten des Standardprozesses steigen linear mit der Ausschussquote, während die Stückkosten bei Anpassung des Prozesses konstant sind. Deshalb ist es ab einer Ausschussquote von ca. 3 % sinnvoll, eine Veränderung der Prozessführung gemäß den Erkenntnissen dieser Arbeit vorzunehmen. Hinzu kommt, dass mit einer hohen Ausschussquote auch weitere Faktoren relevant werden, die jedoch für jeden Einzelfall spezifisch bewertet werden müssen. Hierzu zählen beispielsweise der Verlust von Kundenvertrauen oder die Gewährleistungskosten bei einem Versagen sicherheitsrelevanter Bauteile. Somit ist anzunehmen, dass die Anpassung der Prozessparameter auch schon bei niedrigeren Fehlerzahlen sinnvoll ist.

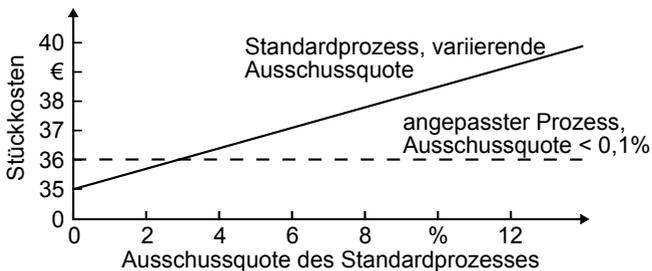


Abbildung 7.2: Rentabilitätsbetrachtung für den Einsatz einer angepassten Prozessführung in Abhängigkeit der Ausschussquote des Standardprozesses

7.3 Ausblick

Aufgrund der geringen Abweichungen zwischen den Ergebnissen des Prozessmodells und den Experimenten konnte die Simulation in dieser Arbeit sowohl zur Erweiterung des Prozessverständnisses als auch zur Parameterbestimmung eingesetzt werden. Für eine breitere Nutzung des Modells wäre nun dessen Übertragung auf andere Werkstoffe sinnvoll. Es bleibt also zu untersuchen, ob die Vorgehensweise aus den Abschnitten 3.3 und 3.4 z. B. auch für Nickelbasislegierungen oder Buntmetalle zielführend ist.

Da die Probengeometrie im Modell 3-dimensional beschrieben wurde, können zusätzlich zur rein rotatorischen Relativbewegung der Fügepartner weitere Bewegungsarten implementiert werden. Dies könnte z. B. dazu dienen, den Simulationsansatz auch auf das Linear- oder das Orbitalreibschweißen anzuwenden (vgl. Abbildung 2.1, S. 6). Möglicherweise ist das verwendete Materialmodell hierfür einsetzbar, was im Wesentlichen davon abhängt, ob sich die auftretenden Temperaturen und Dehnraten in ähnlichen Bereichen wie beim Rotationsreibschweißen befinden. Zudem wäre zu untersuchen, ob der Komplexitätsgrad des Reibmodells ausreicht oder ob weitere Effekte berücksichtigt werden müssen.

Die Eignung der In-situ-Ultraschallüberwachung für erweiterte Maßnahmen der Qualitätssicherung konnte anhand verschiedener Anwendungsfälle belegt werden. Der Einbau des Prüfkopfs erfordert in den meisten Fällen Umbaumaßnahmen an der Spanntechnik, die bei der Herstellung neuer Anlagen jedoch direkt im Konstruktionsprozess berücksichtigt werden könnten. Im Bereich der Forschung ist der kombinierte Einsatz des Messsystems und des Modells denkbar, um z. B. komplexere Reibmodelle aufzubauen. Die Ergebnisse dieser Arbeit legen einen Zusammenhang zwischen dem Verlauf des C-Bilds und den Temperaturen und Druckspannungen an den Stoßflächen nahe (vgl. Abschnitt 5.3). Die weitere Untersuchung dieser Thematik könnte dazu führen, eine Verbindung zwischen der Erwärmung der Stoßflächen, den auftretenden Druckspannungen und der Relativgeschwindigkeit herzustellen und diese für den Aufbau genauerer Reibmodelle zu nutzen.

Der Ansatz der Fehlervermeidung durch Anpassung der Prozessparameter muss industriell erprobt werden. Im Rahmen der Arbeit kamen künstliche Einschlüsse zum Einsatz, die als „worst case“ betrachtet wurden. Diese riefen bei Anpassung der Schweißparameter im Ultraschall nur noch schwache

Fehlersignale hervor. Allerdings sind nichtmetallische Einschlüsse in Realbauteilen kleiner und zahlreicher, sodass zu untersuchen ist, ob die Anzahl fehlerhafter Bauteile durch einen angepassten Prozessablauf auch in der industriellen Praxis verringert werden kann. Dazu muss die Veränderung der Ausschussquote in Abhängigkeit der Prozessparameter und innerhalb größerer Chargen ausgewertet werden, was nur begleitend zur industriellen Serienfertigung sinnvoll stattfinden kann.

Literatur

ADAMS & TAYLOR 1969

Adams, D. F.; Taylor, S. K.: Detection of Faults in Friction Welded Studs by Ultrasonics. In: *Welding and Metal Fabrication* 37 (1969) 10, S. 412–421.

ALTENBACH 2012

Altenbach, H.: *Kontinuumsmechanik. Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*. 2. Auflage. Berlin: Springer, 2012. ISBN: 3-642-24118-2.

ANDERSON 2014

Anderson, M.: *Phased-Array-Prüfung. Grundlagen für industrielle Anwendungen*. Waltham, MA, USA: Olympus NDT, 2014.

APPEL 2015

Appel, L.: Ursachen und Maßnahmen zur Begrenzung der Härte beim Reibschweißen niedriglegierter und hochkohlenstoffhaltiger Stähle. In: Cramer, H. (Hrsg.): *21. Erfahrungsaustausch Reibschweißen*. SLV München. 10.03. 2015.

ARITOSHI & OKITA 2003

Aritoshi, M.; Okita, K.: Friction welding of dissimilar metals. In: *Welding International* 17 (2003) 4, S. 271–275.

AUER 2005

Auer, F.: *Methode zur Simulation des Laserstrahlschweißens unter Berücksichtigung der Ergebnisse vorangegangener Umformsimulationen*. Dissertation: Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München: Utz, 2005. (*iwb*-Forschungsberichte Band 192).

Literatur

BACHMANN 1984

Bachmann, K.-R.: Beitrag zur Weiterentwicklung der Qualitätssicherung beim Reibschweißen. Dissertation: Technische Hochschule Karl-Marx-Stadt. Chemnitz, 1984.

BAKER & CHARLES 1972

Baker, T. J.; Charles, J. A.: Deformation of MnS Inclusions in steel. In: Journal of the Iron and Steel Institute o. Nr. (1972) 210, S. 680–690.

BAKER & CHARLES 1973

Baker, T. J.; Charles, J. A.: Type II Manganese Sulphides: Their Deformation and Effect on steel fracture. In: Journal of the Iron and Steel Institute (1973) 211, S. 187–192.

BAKER & CHARLES 1976

Baker, T. J.; Charles, J. A.: Inclusion deformation and toughness anisotropy in hot rolled steels. In: Metals Technology 3 (1976) 183, S. 183–193.

BALASUBRAMANIAN ET AL. 1999

Balasubramanian, V.; Li, Y.; Stotler, T.; Crompton, J.; Soboyejo, A.; Katsube, N.; Soboyejo, W.: A new friction law for the modelling of continuous drive friction welding: applications to 1045 steel welds. In: Materials and Manufacturing Processes 14 (1999) 6, S. 845–860.

BARGEL & SCHULZE 2012

Bargel, H.-J.; Schulze, G.: Werkstoffkunde. 12. Auflage. Springer-Lehrbuch. Berlin: Springer, 2012. ISBN: 978-3-642-17716-3.

BAUCH 1982

Bauch, J.: Fehler in reibgeschweißten Verbindungen und deren Auswirkungen auf das Tragverhalten. Dissertation: Technische Hochschule Karl-Marx-Stadt. Chemnitz, 1982.

BAXTER ET AL. 2011

Baxter, G. J.; Horwell, M.; Bray, S.: An apparatus and a method of determining the quality of a friction weld. Patent EP2361715 A1 (2011).

BEHREND ET AL. 2013

Behrend, C.; Müller, D.; Schmicker, H.: Anwendungen zum Präzisionsreibschweißen. In: Goldau, H. (Hrsg.): 2. Fachtagung Sensitive Fertigungstechnik. Hochschule Magdeburg-Stendal. 07.11.-08.11. 2013.

BENN & TOWLER 1988

Benn, B. L.; Towler, B.: Control of friction and inertia welding processes. US Schutzrecht 4757932 A (1988).

BENNETT ET AL. 2011

Bennett, C. J.; Hyde, T. H.; Shipway, P. H.: A transient finite element analysis of thermoelastic effects during inertia friction welding. In: Computational Materials Science 50 (2011) 9, S. 2592–2598.

BENNETT ET AL. 2013

Bennett, C. J.; Attallah, M. M.; Preuss, M.; Shipway, P. H.; Hyde, T. H.; Bray, S. E.: Finite Element Modeling of the Inertia Friction Welding of Dissimilar High-Strength Steels. In: Metallurgical and Materials Transactions A 44 (2013) 11, S. 5054–5064.

BERGSTROM 2015

Bergstrom, J.: Mechanics of solid polymers. Theory and computational modeling. First edition. Amsterdam: William Andrew/Elsevier, 2015. ISBN: 978-0-323-31150-2.

BETHLEHEM 1983

Bethlehem, W.: Kriterien zur Überwachung der Fertigungsgüte beim Reibschweißprozess. In: Maschinenmarkt 89 (1983) 67, S. 1522–1525.

BETHLEHEM 1984A

Bethlehem, W.: Geeignet zur Prozessüberwachung: Störungen des Momentenverlaufs lassen fehlerhafte Reibschweißverbindungen erkennen. In: Schweißen und Schneiden 36 (1984) 1, S. 23–28.

BETHLEHEM 1984B

Bethlehem, W.: Schmelzpunkt wurde nicht erreicht. In: Schweißen und Schneiden 60 (1984) 10, S. 479–483.

Literatur

BLACKWOOD ET AL. 1998

Blackwood, R. R.; Farvis, L. M.; Hoffman, D. G.; Totten, G. E.: Conditions Leading to Quench Cracking Other Than Severity of Quench. In: Walton, H. W. (Hrsg.): Heat treating: Proceedings of the 18th conference, 12.-15.10.1998. Materials Park, Ohio: ASM International, 1998, S. 575–588, ISBN: 0-87170-626-1.

COWIN 2013

Cowin, S. C.: Continuum mechanics of anisotropic materials. New York: Springer, 2013. ISBN: 978-1-461-45024-5.

CROSSLAND 1971

Crossland, B.: Friction welding. In: Contemporary Physics 12 (1971) 6, S. 559–574.

CVERNA 2002

Cverna, F.: ASM ready reference: thermal properties of metals. Materials data series. 1. printing. Materials Park, Ohio: ASM International, 2002. ISBN: 0-871-70768-3.

CZICHOS & HABIG 2015

Czichos, H.; Habig, K.-H.: Tribologie-Handbuch. Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik. 4. Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2015. ISBN: 978-3-8348-2236-9.

DAHL 1977

Dahl, W.: Werkstoffkundliche Grundlagen zum Verhalten von Schwefel im Stahl. In: Stahl und Eisen 97 (1977) 8, S. 402–409.

D'ALVISE 2002

D'Alvise, L.: Development of a Finite Element Model for the Simulation of the Inertia Friction Welding Process between Dissimilar Materials. Dissertation: Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2002.

DENNIN 1979

Dennin, G.: Optimierung von Einstellwerten für das Reibschweißen mit kontinuierlichem Antrieb. In: Schweißen und Schneiden 31 (1979) 7, S. 283–289.

DEUTSCH 2001

Deutsch, V.: Zerstörungsfreie Prüfung in der Schweißtechnik. Düsseldorf: DVS-Verlag, 2001. ISBN: 3-87155-535-5.

DEUTSCH 2010

Deutsch, V.: Die Ultraschallprüfung (UT). 2. Auflage. Wuppertal: Castell-Verlag, 2010. ISBN: 978-3-934255-52-4.

DEUTSCH ET AL. 1997

Deutsch, V.; Platte, M.; Vogt, M.: Ultraschallprüfung. Grundlagen und industrielle Anwendungen. Berlin: Springer, 1997. ISBN: 978-3-642-59138-9.

DIN EN 14610

DIN EN 14610: Schweißen und verwandte Prozesse - Begriffe für Metallschweißprozesse. Berlin: Beuth, 02/2005.

DIN EN 16018

DIN EN 16018: Zerstörungsfreie Prüfung – Terminologie – Begriffe der Ultraschallprüfung mit phasengesteuerten Arrays. Berlin: Beuth 02/2012.

DIN EN ISO 15620

DIN EN ISO 15620: Reibschweißen von metallischen Werkstoffen. Berlin: Beuth, 10/2000.

DIN EN ISO 16810

DIN EN ISO 16810: Zerstörungsfreie Prüfung - Ultraschallprüfung - Allgemeine Grundsätze. Berlin: Beuth, 07/2014.

DIN EN ISO 9000

DIN EN ISO 9000: Qualitätsmanagementsysteme – Grundlagen und Begriffe. Berlin: Beuth, 2015.

DOEGE & BEHRENS 2010

Doege, E.; Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik. Grundlagen, Technologien, Maschinen. 2. Auflage. Heidelberg: Springer, 2010. ISBN: 978-3-642-04248-5.

Literatur

DOEGE ET AL. 1986

Doege, E.; Meyer-Nolkemper, H.; Saeed, I.: Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe. München: Hanser, 1986. ISBN: 3-446-14427-7.

DREWS & SCHMIDT 1980

Drews, P.; Schmidt, J.: Gütesicherung mit dem Ultraschallprüfverfahren bei Reibschweißverbindungen aus Stahl. In: VDI-Z 122 (1980) o. Nr., S. 530–534.

DRINKWATER & WILCOX 2006

Drinkwater, B. W.; Wilcox, P. D.: Ultrasonic arrays for non-destructive evaluation: A review. In: NDT & E International 39 (2006) 7, S. 525–541.

DUFFIN & BAHRANI 1976

Duffin, F. D.; Bahrani, A. S.: The mechanics of friction welding mild steel. In: Metal Construction 8 (1976) 6, S. 267–271.

DUNNE & PETRINIC 2009

Dunne, F.; Petrinic, N.: Introduction to computational plasticity. 1. Auflage. Oxford: Oxford University Press, 2009. ISBN: 0-19-856826-6.

DVS 2909-2

DVS 2909-2: Merkblatt Reibschweißen von metallischen Werkstoffen - Merkmale und Herstellung der Verbindung und Überwachung des Schweißvorganges. Düsseldorf: DVS-Verlag, 2011.

DVS 2909-3

DVS 2909-3: Merkblatt Reibschweißen von metallischen Werkstoffen - Qualitätssicherung und Sammlung von Merkmalen aus der Praxis des Reibschweißens. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1994.

DVS 2909-5

DVS 2909-5: Merkblatt Reibschweißen von metallischen Werkstoffen - Bewertungsgruppen für das Rotationsreibschweißen. Düsseldorf: DVS-Verlag, 2005.

ELLIS 1972

Ellis, C. R.: Continuous drive friction welding of mild steel. In: Welding Journal 51 (1972) 4, S. 183–197.

ERVASTI & STÅHLBERG 2005

Ervasti, E.; Ståhlberg, U.: Void initiation close to a macro-inclusion during single pass reductions in the hot rolling of steel slabs: A numerical study. In: Journal of Materials Processing Technology 170 (2005) o. Nr., S. 142–150.

FU ET AL. 2003

Fu, L.; Duan, L. Y.; Du, S. G.: Numerical Simulation of Inertia Friction Welding Process by Finite Element Method. In: Welding Journal 82 (2003) 3, S. 65–70.

GINZEL 2013

GINZEL, E.: Phased array ultrasonic technology. 2. Auflage. Waterloo, Ontario, Canada: Eclipse Scientific Products Inc., 2013. ISBN: 978-0-991-70950-2.

GRANT ET AL. 2009

Grant, B.; Preuss, M.; Withers, P. J.; Baxter, G. J.; Rowlson, M.: Finite element process modelling of inertia friction welding advanced nickel-based superalloy. In: Materials Science and Engineering: A 513-514 (2009) o. Nr., S. 366–375.

GROSS ET AL. 2009

Gross, D.; Hauger, W.; Wriggers, P.: Technische Mechanik 4. Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, numerische Methoden. 7. Auflage. Berlin: Springer, 2009. ISBN: 978-3-540-89391-2.

GRÜNAUER 1987

Grünauer, H.: Reibschweißen von Metallen. Kontakt & Studium, Band 198. Ehningen: Expert-Verlag, 1987. ISBN: 3-8169-0117-4.

HENTSCHEL 2006

Hentschel, H.: Herstellung von metallischen Mischverbindungen mittels des rotatorischen Reibschweißens. In: Sheiki, S.; dos Santos, J. (Hrsg.): Geesthachter Schweißstage. Festphase-Fügeverfahren. 22.11.-23.11. 2006, S. 41–46.

HOCHHOLDINGER & KLÖPPEL 2016

Hochholdinger, B.; Klöppel, T.: Möglichkeiten in LS-Dyna für die Simulation von Schweißprozessen und Wärmebehandlung. In: Dynamore GmbH. (Hrsg.): Schweißen und Wärmebehandlung mit LS-DYNA. 2016.

Literatur

HORN 2002

Horn, H.: Neue Entwicklungen bei den Reibschweißverfahren. In: DVS Media GmbH. (Hrsg.): Jahrbuch Schweißtechnik. Düsseldorf: DVS-Verlag, 2002, S. 102–110.

HOSSEINI ET AL. 2007

Hosseini, S. B.; Temmel, C.; Karlsson, B.; Ingesten, N.-G.: An in-situ scanning electron microscopy study of the bonding between MnS inclusions and the matrix during tensile deformation of hot-rolled steels. In: Metallurgical and Materials Transactions A 38 (2007) 5, S. 982–989.

JONES ET AL. 1978

Jones, T. M.; Kiwale, J.; Rufer, E. J.: Quality control method for inertial welding. US Schutzrecht 4067490 A (1978).

KEBLER & ZÄH 2017

Keßler, M.; Zäh, M. F.: In-situ-Prozesskontrolle beim Rotationsreibschweißen durch Phased-Array-Ultraschallprüftechnik. In: Cramer, H. (Hrsg.): 22. Erfahrungsaustausch Reibschweißen. SLV München. 21.03. 2017.

KEBLER ET AL. 2016A

Keßler, M.; Heinle, P. M.; Krutzlinger, M.; Pieczona, S. J.; Zäh, M. F.: Implementierung eines viskoelastischen Maxwell-Modells zur 3-D-Simulation des Rotationsreibschweißens in LS-Dyna. In: Hildebrand, J.; Loose, T.; Reich, M. (Hrsg.): Simulationsforum 2016 - Schweißen und Wärmebehandlung. 08.-10.11.2016. Barleben: docupoint GmbH, 2016, S. 166–175.

KEBLER ET AL. 2016B

Keßler, M.; Suenger, S.; Haubold, M.; Zäh, M. F.: Modeling of upset and torsional moment during inertia friction welding. In: Journal of Materials Processing Technology 227 (2016) o. Nr., S. 34–40.

KEBLER ET AL. 2016C

Keßler, M.; Suenger, S.; Wunderling, C.; Zäh, M. F.: Simulation of Inertia Friction Welding of Tempering Steel AISI 4140. In: Mathematical Modeling of Weld Phenomena 11, 28.-30.09.2015. Graz: Technische Universität Graz, 2016, S. 485–496, ISBN: 978-3-85125-490-7.

KEßLER ET AL. 2017

Keßler, M.; Zäh, M. F.; Bonifert, I.; Rast, H.; Roye, W.; Kierspel, S.: GEKKO: Phased-Array-Technologie zur Prozessüberwachung beim Reibschweißen. In: KARL DEUTSCH Newsletter 1 (2017) o. Nr., S. 6–8.

KES 1989

Kes, P.: Beitrag zum Reibschweißen duktiler Eisengusswerkstoffe. Dissertation: RWTH Aachen. Aachen, 1989.

KIESSLING & LANGE 1978

Kiessling, R.; Lange, N.: Non-metallic inclusions in steel. 2. Auflage. London, UK: The Metals Society, 1978. ISBN: 0 904357-18-X.

KLEVEBRING 1974

Klevebring, B.-I.: Deformation of Non-Metallic Inclusions in Steel During Hot Working. In: Scandinavian Journal of Metallurgy 3 (1974) 3, S. 102–104.

KOKENBRINK 1979

Kokenbrink, D.: Tragfähigkeit reib- und abbrennstumpfgeschweisster Rotationssteile bei dynamischer Belastung. Dissertation. Berlin, 1979.

KRAUTKRÄMER & KRAUTKRÄMER 1986

Krautkrämer, J.; Krautkrämer, H.: Werkstoffprüfung mit Ultraschall. 5. Auflage. Berlin: Springer, 1986. ISBN: 978-3-662-10909-0.

KURZ & LUX 1969

Kurz, W.; Lux, B.: Die Schallgeschwindigkeit von Eisen und Eisenlegierungen im festen und flüssigen Zustand. In: High Temperatures - High Pressures 1 (1969) o. Nr., S. 387–399.

LANTUKH ET AL. 1979

Lantukh, V. M.; Grebennik, V. S.; Orlova, T. M.; Bolotnyi, V. M.: Ultrasonic inspection of a metal at high temperatures. In: Defektoskopiya 5 (1979) o. Nr., S. 52–59.

LEE ET AL. 2004

Lee, D. G.; K.C. Jang; J.M. Kuk; I.S. Kim: Fatigue properties of inertia dissimilar friction-welded stainless steels. In: Journal of Materials Processing Technology

Literatur

155–156 (2004). Proceedings of the International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies: Part 2, S. 1402–1407.

LEE ET AL. 2001

Lee, K.; Samant, A.; Wu, W. T.; Srivatsa, S.: Finite element modeling of inertia welding processes. In: Mori, K. (Hrsg.): Simulation of Material Processing: Theory, Methods and Application: Proceedings of the 7th International Conference NUMIFORM, 22.11.-23.11.2001. Toyohashi, Japan: Taylor & Francis, 2001, S. 1095–1100, ISBN: 978-9-0265-1822-5.

LESLIE 1983

Leslie, W.: Inclusions and mechanical properties. In: Iron & Steel Society of AIME. (Hrsg.): Mechanical Working and Steel Processing XX: Proceedings of the 24th Mechanical Working & Steel Processing Conference, 27.10.-29.10.1982. Warrendale, PA, USA: Iron and Steel Society of AIME, 1983, S. 3–50, ISBN: 0-89520-153-4.

LIPPOLD & ODEGARD 1984

Lippold, J. C.; Odegard, B. C.: Technical note: microstructural evolution during inertia friction welding of austenitic stainless steels. In: Welding Journal 63 (1984), S. 35–38.

LÖHE ET AL. 2013

Löhe, J.; Lotz, M.; Cannon, M.; Kouvaritakis, B.: Application of Optimal Control Algorithm to Inertia Friction Welding Process. In: IEEE Transactions on Control Systems Technology 21 (2013) 3, S. 891–898.

LOTZ 2012

Lotz, M.: Erhöhung der Fertigungsgenauigkeit beim Schwungrad-Reibschweißen durch modellbasierte Regelungsverfahren. Dissertation: Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Technische Universität München. München: Utz, 2012. (*iwb*-Forschungsberichte Band 271).

LOVIN ET AL. 2006

Lovin, J.; Adams, R.; Kuruzar, D.; Spindler, D.: Method and system of inertia friction welding. US Schutzrecht 7080770 B2 (2006).

LSTC 2016

LSTC: LS-Dyna Keyword User's Manual R9.0. r:7883. Livermore, CA, USA: Livermore Software Technology Corporation, 2016.

LUO 2001

Luo, C.: A Study of the Behavior of Inclusions in the Hot Forging of Steel by Means of Three-Dimensional FE-Analysis. In: International Journal of Engineering Simulation with Industrial Applications 2 (2001) 2, S. 11–18.

LUO & STÅHLBERG 2001

Luo, C.; Ståhlberg, U.: Deformation of inclusions during hot rolling of steels. In: Journal of Materials Processing Technology 114 (2001) o. Nr., S. 87–97.

MAEKAWA ET AL. 2001

Maekawa, K.; Kubo, A.; Childs, T. H. C.: A Friction Model for Free-Machining Steels and Its Applicability to Machinability Analysis. In: Key Engineering Materials 196 (2001) o. Nr., S. 79–90.

MALKIEWICZ & RUDNIK 1963

Malkiewicz, T.; Rudnik, S.: Deformation of non-metallic inclusions during rolling of steel. In: Journal of the Iron and Steel Institute 201 (1963) 1, S. 33–38.

MARTINEK ET AL. 2011

Martinek, I.; Goldau, H.; Trommer, F.: Grundsatzuntersuchungen zum Orbitalreibschweißen des unlegierten Baustahls S355JR. In: Cramer, H. (Hrsg.): 19. Erfahrungsaustausch Reibschweißen. SLV München. 01.03. 2011.

MAUNDER & CHARLES 1968

Maunder, P. J. H.; Charles, J. A.: Behaviour of Non-metallic Inclusions in a 0.2% Carbon Steel Ingot During Hot Rolling. In: Journal of the Iron and Steel Institute 206 (1968) 7, S. 705–715.

MEIER 1989

Meier, D.: Einfluss von Fehlern in reibgeschweißten Verbindungen und deren Einfluss auf das Tragfähigkeitsverhalten. Dissertation: Fakultät für Maschineningenieurwesen, Technische Universität Karl-Marx-Stadt. Chemnitz, 1989.

Literatur

MEYER 1978

Meyer, B.: Untersuchungen zum Reibschweißprozess unter Einbeziehung des Schwungradverfahrens. Fakultät Maschinenwesen. Ph. D. dissertation: RWTH Aachen. Aachen, 1978.

MOAL & MASSONI 1995

Moal, A.; Massoni, E.: Finite element simulation of the inertia welding of two similar parts. In: Engineering Computations 12 (1995) 6, S. 497–512.

MOHAMMADZADEH POLAMI ET AL. 2014

Mohammadzadeh Polami, S.; Reinhardt, R.; Rethmeier, M.; Schmid, A.: Joint-site structure friction welding method as a tool for drive pinion light weighting in heavy-duty trucks. In: Journal of Materials Processing Technology 214 (2014) 9, S. 1921–1927.

MOONEY & WILSON 1994

Mooney, M. G.; Wilson, M. G.: Linear array transducers with improved image quality for vascular ultrasonic imaging. In: Hewlett Packard Journal 45 (1994) o. Nr., S. 43–51.

MORGNER ET AL. 1987

Morgner, W.; Schiebold, K.; Krause, H.: Ultrasonic high-temperature materials evaluation: a solved problem? In: Materials Evaluation 45 (1987) 5, S. 569–571.

MORTENSEN ET AL. 2001

Mortensen, K. S.; Jensen, C. G.; Conrad, L. C.; Losee, F.: Mechanical properties and microstructures of inertia friction welded 416 stainless steel. In: Welding Journal Research Supplement o. Nr. (2001) o. Nr., S. 268–273.

MURTY ET AL. 1977

Murty, Y. V.; Kattamis, T. Z.; Mehrabian, R.; Flemings, M. C.: Behavior of sulfide inclusions during thermomechanical processing of AISI 4340 steel. In: Metallurgical Transactions A 8 (1977) 8, S. 1275–1282.

NEUMANN & BACHMANN 1984

Neumann, A.; Bachmann, K.-R.: Weiterentwicklung der Qualitätssicherung beim Reibschweißen von Stählen. In: ZIS-Mitteilungen 26 (1984) 1, S. 86–92.

NEUMANN & SCHOBER 1991

Neumann, A.; Schober, D.: Reibschweißen von Metallen. Konstruktion, Technologie, Qualitätssicherung. Bd. 107. Fachbuchreihe Schweißtechnik. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1991. ISBN: 3-8715-5124-4.

OLYMPUS NDT 2007

Olympus NDT: Advances in Phased Array Ultrasonic Technology Applications. Waltham, MA, USA: Olympus NDT, 2007. ISBN: 0-9735933-4-2.

PICKERING 1958

Pickering, F. B.: Some influence of mechanical working on the deformation of non-metallic inclusions. In: Journal of the Iron and Steel Institute 189 (1958) o. Nr., S. 148–159.

PROKOPCZUK 2011

Prokopczuk, P.: Neue Herstellungsverfahren für integral beschaufelte Rotoren. Lehrstuhl für Flugantriebe. Dissertation: Technische Universität München. 87 S. Munich, 2011.

PROKOPCZUK ET AL. 2012

Prokopczuk, P.; Pöhler, A.; Hupfer, A.; Zäh, M. F.: Simulation des Schwungrad-Reibschweißprozesses mit ABAQUS. In: Forschung im Ingenieurwesen 76 (2012) 3-4, S. 67–76.

RAGHUPATHY ET AL. 1982

Raghupathy, V. P.; Srinivasan, V.; Krishnan, H.; Chandrasekharaiah, M. N.: The effect of sulphide inclusions on fracture toughness and fatigue crack growth in 12 wt% Cr steels. In: Journal of Materials Science 17 (1982) 7, S. 2112–2126.

RAKOSKI 1994

Rakoski, F.: Nichtmetallische Einschlüsse in Stählen. In: Stahl und Eisen 7 (1994) 114, S. 71–77.

REINHART 2017

Reinhart, G.: Handbuch Industrie 4.0. Geschäftsmodelle, Prozesse, Technik. München: Hanser, 2017. 1774 S. ISBN: 978-3-446-44642-7.

Literatur

RIEDEL 2000

Riedel, U. T.: Analysis of the effect of inclusions in metal forming by means of the finite element method. Dissertation: Institut für Eisenhüttenkunde, RWTH Aachen. Aachen, 2000.

RIEDEL ET AL. 1999

Riedel, U. T.; Bleck, W.; Morgan, J. E.; Guild, F. J.; McMahon, C. A.: Finite element modelling of the effect of non-metallic inclusions in metal forming processes. In: Computational Materials Science 16 (1999) 1–4, S. 32–38.

RUDNIK 1966

Rudnik, S.: Discontinuities in hot-rolled steel caused by non-metallic inclusions. In: Journal of the Iron and Steel Institute 204 (1966) 4, S. 374–376.

SAHIN 2007

Sahin, M.: Evaluation of the joint-interface properties of austenitic-stainless steels (AISI 304) joined by friction welding. In: Materials & Design 28 (2007) 7, S. 2244–2250.

ŞAHIN 2005

Şahin, M.: Joining with friction welding of high-speed steel and medium-carbon steel. In: Journal of Materials Processing Technology 168 (2005) 2, S. 202–210.

SATHIYA ET AL. 2007

Sathiya, P.; Aravindan, S.; Noorul Haq, A.: Effect of friction welding parameters on mechanical and metallurgical properties of ferritic stainless steel. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 31 (2007) 11-12, S. 1076–1082.

SCHÄFER 1971

Schäfer, R.: Beitrag zum Reibschweißen von Metallen unter besonderer Berücksichtigung der Energieumwandlung während des schweißprozesses. Dissertation: RWTH Aachen. Aachen, 1971.

SCHIEBOLD 1984

Schiebold, K.: Untersuchungen zur Ultraschallprüfung von Werkstücken bei

höheren Temperaturen. Dissertation: Technische Hochschule Magdeburg. Magdeburg, 1984.

SCHIEBOLD 2015

Schiebold, K.: Zerstörungsfreie Werkstoffprüfung - Ultraschallprüfung. 1. Auflage. Berlin: Springer Vieweg, 2015. ISBN: 978-3-662-44700-0.

SCHIEBOLD ET AL. 1983

Schiebold, K.; Unger, H.; Wagner, J.: Erfahrungen bei der Ultraschallprüfung von Reibschweißverbindungen. In: Schweißtechnik 33 (1983) 2, S. 79–82.

SCHMICKER 2015

Schmicker, D.: A holistic approach on the simulation of rotary friction welding. Dissertation: Otto-von-Guericke Universität Magdeburg. Magdeburg, 2015.

SCHMICKER ET AL. 2013A

Schmicker, D.; Naumenko, K.; Strackeljan, J.: A robust simulation of Direct Drive Friction Welding with a modified Carreau fluid constitutive model. In: Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering 265 (2013) o. Nr., S. 186–194.

SCHMICKER ET AL. 2013B

Schmicker, D.; Naumenko, K.; Strackeljan, J.: Potenziale der Prozesssimulation beim Rotationsreibschweißen. In: Hildebrand, J.; Loose, T.; Sakkiettibutra, J.; Brand, M. (Hrsg.): Simulationsforum 2013 - Schweißen und Wärmebehandlung. 15.17.10.2013. Weimar, 2013, S. 149–158, ISBN: 978-3-00-045902-3.

SCHMICKER ET AL. 2014A

Schmicker, D.; Paczulla, S.; Nitzschke, S.; Groschopp, S.; Naumenko, K.; Jüttner, S.; Strackeljan, J.: An efficient method for the identification of viscosity parameters for the simulation of rotary friction welding. In: TWI. (Hrsg.): 10th International Friction Stir Welding Symposium. 2014.

SCHMICKER ET AL. 2014B

Schmicker, D.; Persson, P.-O.; Strackeljan, J.: Implicit Geometry Meshing for the simulation of Rotary Friction Welding. In: Journal of Computational Physics 270 (2014) o. Nr., S. 478–489.

Literatur

SCHMICKER ET AL. 2015

Schmicker, D.; Paczulla, S.; Nitzschke, S.; Groschopp, S.; Naumenko, K.; Jüttner, S.; Strackeljan, J.: Experimental identification of flow properties of a S355 structural steel for hot deformation processes. In: The Journal of Strain Analysis for Engineering Design 50 (2015) 2, S. 75–83.

SCHMIDT 2004

Schmidt, H.: Modelling the Thermomechanical Conditions in Friction Stir Welding. Dissertation: Department of Manufacturing Engineering and Management, Technical University of Denmark. Lyngby, Dänemark, 2004.

SCHOBER 1974

Schober, D.: Beitrag zur Rationalisierung des Reibschweißens von Metallen durch programmierte konstruktive und technologische Arbeitsunterlagen. Fakultät für Maschineningenieurwesen. Dissertation: Technische Hochschule Karl-Marx-Stadt. Chemnitz, 1974.

SCHOBER 2008

Schober, D.: Schweißen durch Bewegungsenergie. In: Matthes, K.-J.; Richter, E. (Hrsg.): Schweißtechnik. 4. Auflage. München: Hanser, 2008, S. 403–415, ISBN: 978-3-4464-1422-8.

SCHOBER ET AL. 2002

Schober, D.; Appel, L.; Horn, H.; Santos, d. J.; Wiesner, P.; Winkel, H. J.: Stand und Zukunftsaussichten der Sonderschweißverfahren - Teil 1: Reibschweißen. In: Schweißen und Schneiden 54 (2002) 9, S. 502–509.

SCHUSTER 2012

Schuster, A.: Charakterisierung des Faserverlaufs in umgeformten Stählen und dessen Auswirkungen auf mechanische Eigenschaften. Dissertation: Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität Dortmund. Dortmund, 2012.

SCHUSTER ET AL. 2005

Schuster, V.; Lach, M.; Platte, M.: Die Qual der Wahl: Welcher Prüfkopf für welchen Einsatz? ZfP in Forschung, Entwicklung und Anwendung. In: DACH Jahrestagung 2004. Bd. 89-CD.

SCHWALM 1982

Schwalm, M.: Prozessablauf und metallkundliche Vorgänge beim Reibschweißen ausgewählter NE-Metalle. Dissertation: Technische Universität München, 1982.

SELVAMANI & PALANIKUMAR 2014

Selvamani, S. T.; Palanikumar, K.: Optimizing the friction welding parameters to attain maximum tensile strength in AISI 1035 grade carbon steel rods. In: Measurement 53 (2014) o. Nr., S. 10–21.

SIMS & DAHLE 1938

Sims, C. E.; Dahle, F. B.: Effect of aluminum on the properties of medium carbon cast steel. In: Transactions of the American Foundrymen's Association 46 (1938) o. Nr., S. 65–132.

SPINDLER 1994

Spindler, D. E.: What Industry needs to know about Friction Welding. In: Welding Journal 73 (1994) 3, S. 27–42.

TEMMELE ET AL. 2007

Temmel, C.; Karlsson, B.; Ingesten, N.-G.: Härterisse in Vergütungsstahl ausgelöst durch Mangansulfideinschlüsse. In: Härterei-technische Mitteilungen 62 (2007) 5, S. 236–242.

TEMMELE ET AL. 2008A

Temmel, C.; Karlsson, B.; Ingesten, N.-G.: Fatigue crack initiation in hardened medium carbon steel due to manganese sulphide inclusion clusters. In: Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 31 (2008) 6, S. 466–477.

TEMMELE ET AL. 2008B

Temmel, C.; Karlsson, B.; Ingesten, N.-G.: Fatigue Isotropy in Cross-Rolled, Hardened Isotropic-Quality Steel. In: Metallurgical and Materials Transactions A 39 (2008) 5, S. 1132–1144.

TEMMELE ET AL. 2009

Temmel, C.; Karlsson, B.; Torresvoll, K.: Untersuchungen der Größe von Mangansulfid-Einschlüssen in 50CrMo4-Stählen durch Fraktographie, Gefü-

Literatur

geanalyse und Immersionsultraschall. In: *Praktische Metallographie* 46 (2009) 3, S. 123–136.

TREPTE 1986

Trepte, M.: *Theorie des Reibschweißens und Nutzung der Reibwärme in Prüf- und Fertigungsverfahren*. Dissertation: Technische Hochschule Magdeburg, Magdeburg, 1986.

TUTZSCHKY 1980

Tutzschky, G.: Probleme bei der Ultraschallprüfung von Reibschweißverbindungen. In: *Schweißtechnik* 30 (1980) 4.

VILL' 1962

Vill', V. I.: *Friction welding of metals*. Translated from Russian. American Welding Society, 1962.

VOGEL-HEUSER 2014

Vogel-Heuser, B.: Herausforderungen und Anforderungen aus Sicht der IT und der Automatisierungstechnik. In: Bauernhansl, T.; Hompel, M. ten; Vogel-Heuser, B. (Hrsg.): *Industrie 4.0 in Produktion, Automatisierung und Logistik. Anwendung, Technologien, Migration*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014, ISBN: 978-3-658-04681-1.

WANG & RASMUSSEN 1972

Wang, G.; Rasmussen, G.: Optimization of Inertia Welding Process by Response Surface Methodology. In: *Journal of Engineering for Industry* 94 (1972) 4, S. 999–1006.

WANG & LIN 1974

Wang, K. K.; Lin, W.: Flywheel friction welding research. In: *Welding Journal* 53 (1974) 6, S. 233–241.

WEILNHAMMER 2011

Weilnhammer, G.: Einfluss von Werkstoffverunreinigungen und nichtmetallischen Bestandteilen auf die Verbindungseigenschaften beim Reibschweißen. In: GSI SLV München. (Hrsg.): *19. Erfahrungsaustausch Reibschweißen*. München, 2011.

WITTEL 2011

Wittel, H.: Roloff/Matek Maschinenelemente. Normung, Berechnung, Gestaltung. 20. Auflage. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag/Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH Wiesbaden, 2011. ISBN: 978-3-8348-1454-8.

WUNDERLING ET AL. 2016

Wunderling, C.; Keßler, M.; Liebl, S.; Zäh, M. F.: Nachweis der Übertragbarkeit eines Finite-Elemente-Modells des Schwungrad-Rotationsreibschweißens auf weitere Stahlsorten. In: Schweißen und Schneiden 68 (2016) 6, S. 338–342.

YANG 2010

Yang, L.: Modelling of the Inertia Welding of Inconel 718. Ph. D. Thesis: College of Engineering and Physical Sciences, University of Birmingham. Birmingham, 2010.

ZÄH ET AL. 2009

Zäh, M. F.; Pöhler, A.; Lotz, M.; Reinhart, G.: Entwicklung und Aufbau einer Anlage zur Untersuchung des Schwungradreibschweißens. In: ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 104 (2009) 4, S. 222–223.

8 Studienarbeiten

Im Rahmen dieser Arbeit wurden verschiedene Studienarbeiten am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) durchgeführt. Diese wurden unter wissenschaftlicher Anleitung des Autors betreut, sodass Teile der Ergebnisse in diese Arbeit einfließen konnten. Der Autor dankt allen Studierenden für die engagierte Unterstützung des Promotionsvorhabens.

Studierender	Studienarbeit
Wunderling, Christoph (Semesterarbeit)	Finite-Elemente-Simulation des Schwungrad-Rotationsreibschweißens (Inv.-Nr. 2014/050; Abgabe: Mai 2015)
Pollinger, Michael (Semesterarbeit)	Systemtechnik zur Untersuchung nichtmetallischer Einschlüsse beim Rotationsreibschweißen (Inv.-Nr. 22761; Abgabe: August 2015)
Pollinger, Michael (Masterarbeit)	Inline-Fehlerdetektion beim Rotationsreibschweißen (Inv.-Nr. 28088; Abgabe: Mai 2016)
Pollinger, Michael (Semesterarbeit)	Systemtechnik zur Untersuchung nichtmetallischer Einschlüsse beim Rotationsreibschweißen (Inv.-Nr. 22761; Abgabe: Mai 2016)
Schmid, Maximilian (Masterarbeit)	Genauigkeitsuntersuchung der Inline-Ultraschallprüfung beim Rotationsreibschweißen (Inv.-Nr. 30522; Abgabe: September 2016)
Heinle, Philipp (Semesterarbeit)	Simulation des Rotationsreibschweißens in LS-Dyna (Inv.-Nr. 31713; Abgabe: Dezember 2016)
Hopf, Paul (Semesterarbeit)	Einfluss nichtmetallischer Einschlüsse auf die Verbindungsqualität beim Rotationsreibschweißen (Inv.-Nr. 33267; Abgabe: Februar 2017)

8 Studienarbeiten

Studierender	Studienarbeit
Maierhofer, Benedikt (Masterarbeit)	Strategien zur Fehlervermeidung beim Rotationsreibschweißen (Inv.-Nr. 37265; Abgabe: Oktober 2017)

9 Anhang

9.1 Spannungs-Dehnraten-Zusammenhang

Nach GROSS ET AL. (2009) lässt sich die Beziehung zwischen den Verzerrungen ϵ_{el} und den Spannungen σ für ein isotropes, linear elastisches Material durch den Zusammenhang

$$\epsilon_{el} = \frac{1 + \nu}{E} \sigma - \frac{\nu}{E} 3 \sigma^m \mathbf{E} \quad (9.1)$$

darstellen. In dieser Gleichung kann der E-Modul E auch durch den Schubmodul G und die Querkontraktionszahl ν beschrieben werden (COWIN 2013, S. 138):

$$E = 2G \cdot (1 + \nu). \quad (9.2)$$

Für den ersten Term aus Gleichung (9.1) ergibt sich dadurch:

$$\frac{1 + \nu}{E} \sigma = \frac{1 + \nu}{2G(1 + \nu)} \sigma = \frac{1}{2G} \sigma. \quad (9.3)$$

Der zweite Term aus Gleichung (9.1) lässt sich anhand der in COWIN (2013, S. 138) gegebenen Zusammenhänge

$$\nu = \frac{3K - 2G}{2(3K + G)} \quad \text{und} \quad E = \frac{9KG}{3K + G} \quad (9.4)$$

auch als Funktion des Kompressionsmoduls K und des Schubmoduls G ausdrücken:

$$-\frac{\nu}{E} 3 \sigma^m \mathbf{E} = -\frac{3K - 2G}{6K + 2G} \cdot \frac{3K + G}{9KG} 3 \sigma^m \mathbf{E} = \left(\frac{\sigma^m}{3K} - \frac{\sigma^m}{2G} \right) \cdot \mathbf{E}. \quad (9.5)$$

Somit lässt sich der elastische Verzerrungstensor ϵ_{el} aus Gleichung (9.1) mit Gleichung (9.3) und (9.5) wie folgt darstellen:

$$\epsilon_{el} = \frac{1}{2G} \sigma + \left(\frac{\sigma^m}{3K} - \frac{\sigma^m}{2G} \right) \cdot \mathbf{E} = \frac{1}{2G} (\sigma - \sigma^m \cdot \mathbf{E}) + \frac{\sigma^m}{3K} \cdot \mathbf{E}. \quad (9.6)$$

Nach Gleichung (2.10) lautet der Spannungsdeviator $\boldsymbol{\sigma}^{dev} = \boldsymbol{\sigma} - \sigma^m \cdot \mathbf{E}$, weshalb der Deviator des elastischen Verzerrungstensors durch

$$\boldsymbol{\epsilon}_{el}^{dev} = \frac{1}{2G} \cdot \boldsymbol{\sigma}^{dev} \quad (9.7)$$

beschrieben werden kann. Durch Differenzieren von Gleichung (9.7) nach der Zeit ergibt sich der Deviator der elastischen Verzerrungsraten $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{el}^{dev}$:

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{el}^{dev} = \frac{\delta}{\delta t} \boldsymbol{\epsilon}_{el}^{dev} = \frac{1}{2G} \cdot \frac{\delta}{\delta t} \boldsymbol{\sigma}^{dev}. \quad (9.8)$$

Des Weiteren ergibt sich aus der mittleren Normalspannung σ^m die mittlere Dehnung ϵ^m :

$$\epsilon^m \mathbf{E} = \frac{\sigma^m}{3K} \cdot \mathbf{E}. \quad (9.9)$$

9.2 Algorithmus zur Verfolgung der Knotenbewegung

Im Rahmen der Neuvernetzung wird während der Simulation das deformierte Netz ersetzt, sodass zu starke Elementverzerrungen vermieden werden (vgl. Abschnitt 3.2). Dies erschwert jedoch die Auswertung der Berechnungsergebnisse, da sich mit der Neuvernetzung auch die Nummerierung der Knoten ändert. Um die Ergebnisse des Modells dennoch ausreichend nutzen zu können, wurde deshalb ein Algorithmus entwickelt, mit dessen Hilfe der Materialfluss oder die Temperaturen dennoch analysiert werden können. Dieser wurde mit Hilfe der Programmiersprache scl (LS-PrePost Scripting Command Language) in den Pre- und Postprocessor LS-PrePost eingebunden. Dadurch war eine direkte Visualisierung der berechneten Weg-Zeit- und Temperatur-Zeit-Verläufe in der Benutzeroberfläche der Simulationsumgebung möglich.

Die Grundlage des Algorithmus ist die Suche nach Knoten, die möglichst nahe an der Ziel-Position P_i liegen und die eine Fläche aufspannen, welche die Ziel-Position P_i einschließt. Die Werte dieser Knoten werden anschließend interpoliert, sodass neben der Temperatur auch der Geschwindigkeitsvektor \vec{v}_i an der Stelle P_i bekannt ist. Dadurch kann zum nächsten Zeitschritt auch die aktualisierte Position P_{i+1} berechnet werden. Bei Betrachtung der gesamten Prozesszeit ist es somit möglich, z. B. den Transport eines Partikels in die

9.2 Algorithmus zur Verfolgung der Knotenbewegung

Prozesszone und in den Wulst nachzubilden, während zugleich der Temperatur-Zeit-Verlauf des Teilchens berechnet wird.

Allerdings traten bei Verwendung des Algorithmus zum Teil starke Schwankungen der Feldgrößen auf, die nur durch sehr feine Vernetzung behoben werden konnten. Dadurch erhöhte sich jedoch der Berechnungsaufwand auf ein Ausmaß, das eine praktikable Anwendung des Modells verhindert hätte.

Deshalb wurde bei der Suche nach benachbarten Knoten die Annahme getroffen, dass der Schweißprozess weitestgehend rotationssymmetrisch abläuft. Somit konnten auch Knoten in die Suche mit einbezogen werden, die zwar einen hohen absoluten Abstand zur Ziel-Position P_i aufwiesen, aber an einer ähnlichen radialen und longitudinalen Position zu finden waren (s. Abbildung 9.1).

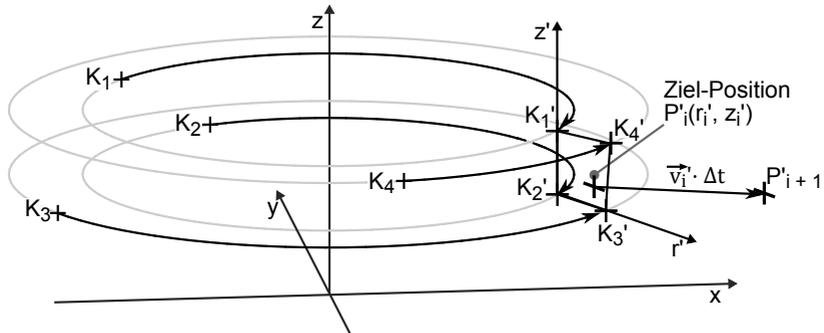


Abbildung 9.1: Berücksichtigung der Rotationssymmetrie bei der Suche nach benachbarten Knoten und Interpolation des Geschwindigkeitsvektors von umgebenden Knoten auf die Zielposition P_i

Der Ablauf des Algorithmus kann somit wie folgt beschrieben werden: Anfangs werden die kartesischen Koordinaten der vorgegebenen Position P_i in ein zweidimensionales Koordinatensystem überführt, welches lediglich die longitudinale z'_i -Position und die radiale r'_i -Position beinhaltet. Dadurch wird die Position $P_i = (x_i, y_i, z_i)$ in die Position $P'_i = (r'_i, z'_i)$ umgewandelt, wobei gilt:

$$r'_i = \sqrt{x_i^2 + y_i^2} \quad (9.10)$$

$$z'_i = z_i$$

Daraufhin erfolgt die Suche nach vier Knoten K_1, K_2, K_3 und K_4 , deren Koordinaten nach Gleichung 9.10 ebenfalls in das r' - z' -Koordinatensystem transformiert werden, sodass die Punkte K'_1, K'_2, K'_3 und K'_4 entstehen. Diese müssen sich einerseits möglichst nahe an P'_i befinden. Andererseits werden die Knoten so ausgewählt, dass sie ein Trapez aufspannen, innerhalb dessen sich P'_i befindet. Dadurch wird sichergestellt, dass die Feldgrößen nicht extrapoliert werden, da dies die Ergebnisse verfälschen könnte.

Stattdessen werden z. B. bei der Bestimmung der radialen Komponente $v_{i,r}$ des Geschwindigkeitsvektors \vec{v}'_i die Werte an den Stellen $K'_1 - K'_4$ verwendet, um einen interpolierten Wert an der Stelle P'_i zu erhalten. Dazu wird innerhalb des $r' - z'$ -Koordinatensystems ein bilinearer Interpolationsansatz gewählt. Die interpolierten Werte werden hierbei errechnet, indem linearer Einfluss der Parameter r' und z' sowie „bilinear“ Einfluss des Produkts $r' \cdot z'$ angenommen wird (Bezeichnung „bilinear“ aufgrund der Kombination der linearen Einflüsse der Parameter r' und z'). Dadurch ergibt sich ein Gleichungssystem, das die Bestimmung der Interpolationskonstanten k_0, k_r, k_z und k_{rz} ermöglicht:

$$\begin{bmatrix} v'_{1r} \\ v'_{2r} \\ v'_{3r} \\ v'_{4r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & r'_1 & z'_1 & r'_1 \cdot z'_1 \\ 1 & r'_2 & z'_2 & r'_2 \cdot z'_2 \\ 1 & r'_3 & z'_3 & r'_3 \cdot z'_3 \\ 1 & r'_4 & z'_4 & r'_4 \cdot z'_4 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} k_0 \\ k_r \\ k_z \\ k_{rz} \end{bmatrix} \quad (9.11)$$

mit

- $v'_{1r}, v'_{2r}, v'_{3r}, v'_{4r}$: radiale Geschwindigkeiten an den Stellen $K'_1 - K'_4$
- r'_1, r'_2, r'_3, r'_4 : radiale Koordinaten von K'_1 bis K'_4
- z'_1, z'_2, z'_3, z'_4 : longitudinale Koordinaten von K'_1 bis K'_4
- k_0, k_r, k_z, k_{rz} : Interpolationskonstanten

Unter Verwendung dieser Konstanten kann über die r' - z' -Koordinaten von P_i auch ein interpolierter Wert der radialen Geschwindigkeit $v'_{i,r}$ berechnet werden:

$$v'_{i,r} = k_0 + k_r \cdot r'_i + k_z \cdot z'_i + k_{rz} \cdot r'_i \cdot z'_i \quad (9.12)$$

Analog dazu werden auch die Temperatur T_i und die longitudinale Geschwindigkeit $v_{i,z}$ an P_i geschätzt. Um zusätzlich die Bewegung des Materials zu berücksichtigen, muss zudem die Veränderung von P_i über der Zeit mit in den Algorithmus einbezogen werden. Dazu werden im folgenden Inkrement die

Koordinaten der aktualisierten Position P_{i+1} berechnet, indem $v'_{i,r}$ und $v'_{i,z}$ mit der Zeitschrittweite Δt multipliziert werden. Das Ergebnis wird im Anschluss zur Position P_i hinzuaddiert, sodass sich die Koordinaten r'_{i+1} und z'_{i+1} zu

$$\begin{aligned} r'_{i+1} &= r'_i + v'_{i,r} \cdot \Delta t \\ z'_{i+1} &= z'_i + v'_{i,z} \cdot \Delta t \end{aligned} \quad (9.13)$$

ergeben. Der wiederholte Ablauf des Algorithmus ermöglichte dadurch die Verfolgung des Materialflusses und die Ermittlung zugehöriger Temperaturkurven über der Zeit.

9.3 Kennwerte des Modells

Coulomb-Reibkoeffizient η_0	0,15
Dichte ρ_{Stahl}	7850 kg/m ³
Elastizitätsmodul E Stahl (ohne Skalierung)	210 GPa
Querkontraktionszahl ν Stahl	0,3
Viskosität der Schmelze μ_∞	0,1 MPas
Viskosität des Festkörpers μ_0	10 ⁸ MPas
Referenzdehnrate $\dot{\epsilon}_{vM}$	0,01 /s
Wirkungsgrad der Umwandlung von plastischer Arbeit in Wärme η_{pl}	0,9
Wärmeübergangskoeffizient Welle-Ebene	0,01 mW/(mm ² K)
Wärmeleitfähigkeit der Ebene	32,0 mW/(mm K)
spezifische Wärmekapazität der Ebene	8 · 10 ¹¹ mJ/(mm ³ K)

Tabelle 9.1: Unter Vernachlässigung der Temperaturabhängigkeit als konstant definierte thermische und mechanische Materialkennwerte des Modells (vgl. Kapitel 3 und Abbildung 3.1, S. 48)

9.4 Approximierter Verlauf der Schallgeschwindigkeit

Bei der Annäherung des temperaturabhängigen Verlaufs der longitudinalen Schallgeschwindigkeit v_L an die Messwerte aus der Literatur wurde weitestgehend die Kurve für X5CrNi18-9 als Orientierung verwendet. Lediglich bei

Temperaturen unterhalb von 600 °C wurden auch die Werte nach SCHIEBOLD (1984) in Betracht gezogen. Dabei wurde jedoch das hystereseformige Verhalten vernachlässigt, welches bei Erwärmung und anschließender Abkühlung auftritt (s. Abbildung 9.2).

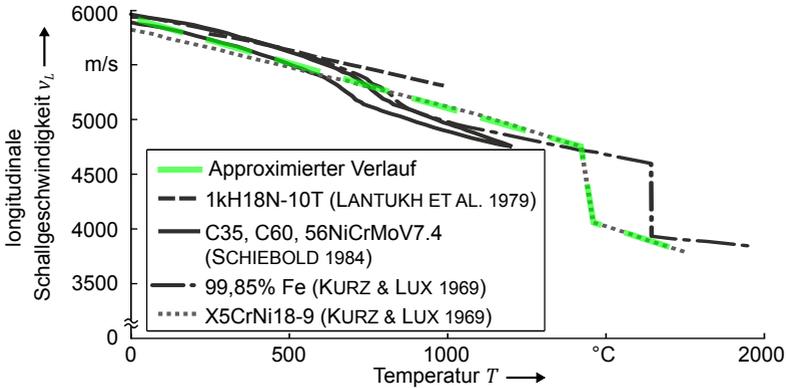


Abbildung 9.2: Approximierung von Messwerten des temperaturabhängigen Verlaufs der Schallgeschwindigkeit durch einzelne Geraden

9.5 Verwendete Software

- Simulationssoftware: LSTC (Livermore Software Technology Corporation) LS-Dyna mpp-d R10.1.0 64 Bit
- Pre- und Postprozessor: LSTC LS-PrePost V4.3 64 Bit
- Compilersoftware für benutzerspezifische Subroutines: Intel Visual Fortran Compiler 13.1 für MS Windows in Verbindung mit Microsoft Message Passing Interface
- MathWorks Matlab R2015b