



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

Beherrschung von Schweißverzug und Schweißbeigenspannungen

Mirko Langhorst

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: Univ.-Prof. Phaedon-Stelios Koutsourelakis, Ph.D.

Prüfer der Dissertation: 1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael W. Gee

Die Dissertation wurde am 18.02.2015 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 24.06.2015 angenommen.

Geleitwort der Herausgeber

Die Produktionstechnik ist für die Weiterentwicklung unserer Industriegesellschaft von zentraler Bedeutung, denn die Leistungsfähigkeit eines Industriebetriebes hängt entscheidend von den eingesetzten Produktionsmitteln, den angewandten Produktionsverfahren und der eingeführten Produktionsorganisation ab. Erst das optimale Zusammenspiel von Mensch, Organisation und Technik erlaubt es, alle Potentiale für den Unternehmenserfolg auszuschöpfen.

Um in dem Spannungsfeld Komplexität, Kosten, Zeit und Qualität bestehen zu können, müssen Produktionsstrukturen ständig neu überdacht und weiterentwickelt werden. Dabei ist es notwendig, die Komplexität von Produkten, Produktionsabläufen und -systemen einerseits zu verringern und andererseits besser zu beherrschen.

Ziel der Forschungsarbeiten des *iwb* ist die ständige Verbesserung von Produktentwicklungs- und Planungssystemen, von Herstellverfahren sowie von Produktionsanlagen. Betriebsorganisation, Produktions- und Arbeitsstrukturen sowie Systeme zur Auftragsabwicklung werden unter besonderer Berücksichtigung mitarbeiterorientierter Anforderungen entwickelt. Die dabei notwendige Steigerung des Automatisierungsgrades darf jedoch nicht zu einer Verfestigung arbeitsteiliger Strukturen führen. Fragen der optimalen Einbindung des Menschen in den Produktentstehungsprozess spielen deshalb eine sehr wichtige Rolle.

Die im Rahmen dieser Buchreihe erscheinenden Bände stammen thematisch aus den Forschungsbereichen des *iwb*. Diese reichen von der Entwicklung von Produktionssystemen über deren Planung bis hin zu den eingesetzten Technologien in den Bereichen Fertigung und Montage. Steuerung und Betrieb von Produktionssystemen, Qualitätssicherung, Verfügbarkeit und Autonomie sind Querschnittsthemen hierfür. In den *iwb* Forschungsberichten werden neue Ergebnisse und Erkenntnisse aus der praxisnahen Forschung des *iwb* veröffentlicht. Diese Buchreihe soll dazu beitragen, den Wissenstransfer zwischen dem Hochschulbereich und dem Anwender in der Praxis zu verbessern.

Gunther Reinhart

Michael Zäh

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am *Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (iwb)* der *Technischen Universität München (TUM)*.

Mein besonderer Dank gilt *Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh* und *Herrn Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart*, den Leitern des *iwb*, für die wohlwollende Förderung und großzügige Unterstützung meiner Arbeit. Bei *Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Gee*, dem Leiter des *Fachgebietes für Mechanik auf Höchstleistungsrechnern* der TUM, bedanke ich mich recht herzlich für die Übernahme des Korreferats und die aufmerksame Durchsicht der Arbeit und bei *Herrn Prof. Ph.D. Phaedon-Stelios Koutsourelakis*, dem Leiter des *Fachgebietes für Kontinuumsmechanik* der TUM, für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Darüber hinaus bedanke ich mich bei allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des *iwb*, die während meiner Zeit am Institut zum Gelingen dieser Arbeit beitrugen, sowie *Herrn Michael Hairer* für sein großes Engagement und seine herausragenden Leistungen im Rahmen seiner studentischen Tätigkeit.

Mein ausdrücklicher Dank gilt *Herrn Johannes Löhe*, *Herrn Dr.-Ing. Marc Lotz* und *Herrn Dr.-Ing. Alexander Lindworsky* für die wertvollen Hinweise und die gründliche Durchsicht meiner Arbeit. Außerdem danke ich *Herrn Dr.-Ing. Tobias Maier*, *Herrn Dr.-Ing. Tobias Zeilinger* sowie meinem Bürokollegen *Herrn Dr.-Ing. Rüdiger Daub* für die fachlichen, stets wertvollen Diskussionen und insbesondere für die schöne Zeit.

Daneben danke ich meinen Eltern und meinen Geschwistern, die mir stets einen Ort der Erholung boten.

Schließlich gilt mein besonderer Dank meinem Bruder *Timo*, der mich fortwährend motivierte – genauso wie meine Freunde *Herr Johannes Löhe* und *Herr Dr.-Ing. Marc Lotz*.

München, im November 2015

Mirko Langhorst

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungsverzeichnis	VII
Verzeichnis der Formelzeichen	XIII
Große lateinische Buchstaben	XIII
Kleine lateinische Buchstaben	XV
Große griechische Buchstaben	XIX
Kleine griechische Buchstaben	XX
1 Einleitung	1
1.1 Schweißverzug und Schweißeigenspannungen	1
1.2 Gegenmaßnahmen	3
1.3 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung	4
2 Inhalte und Aufbau der Arbeit	5
2.1 Ziel und Nutzen	5
2.2 Vorgehensweise	6
2.3 Betrachtungsrahmen	7
2.4 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung	10
3 Schweißverzug und Schweißeigenspannungen	11
3.1 Grundlagen	11
3.2 Entstehung und Entwicklung	11
3.3 Schweißverzug	13
3.3.1 Arten	13
3.3.2 Winkelverzug	14
3.3.3 Unklare Ursachen	16
3.4 Schweißeigenspannungen	18
3.4.1 Definition	18
3.4.2 Arten und deren Entstehung	19

3.4.3	Auswirkungen auf die Bauteilqualität	22
3.5	Wechselbeziehungen und Abhängigkeiten	23
3.5.1	Involvierte Größen und deren Zusammenhang	23
3.5.2	Einfluss des Einspanngrades	25
3.6	Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung	31
4	Reduktionsverfahren	33
4.1	Allgemeines	33
4.2	Einteilung	33
4.3	Wirkprinzipien	35
4.4	Mechanische Verfahren	36
4.4.1	Allgemeines und Überblick	36
4.4.2	Verdichtungsstrahlen	36
4.4.3	Globales Strecken durch Zugvorspannen	39
4.4.4	Lokales Strecken durch Walzen	43
4.5	Thermische Verfahren	48
4.5.1	Allgemeines	48
4.5.2	Globales Strecken durch stationäre Wärmequellen und -senken	48
4.5.3	Lokales Strecken durch instationäre Wärmequellen und -senken	50
4.6	Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung	56
5	Handlungsbedarf	57
5.1	Allgemeines	57
5.2	Defizite existierender Reduktionverfahren	57
5.2.1	Allgemeines	57
5.2.2	Mechanische Verfahren	58
5.2.3	Thermische Verfahren	61
5.3	Handlungsbedarf aufzeigendes Fazit und Kapitelüberleitung	62
6	Methodik und Vorgehensweise	65
6.1	Allgemeines und Überblick	65

6.2	Lokale Verzugskompensation	66
6.3	Temperaturfeldabhängige Eigenspannungsreduktion	69
6.4	Automatisierte Ermittlung optimaler Parameterwerte	71
6.4.1	Allgemeines und Überblick	71
6.4.2	Definition von Kompensationskriterien	75
6.4.3	Lokale Strukturanpassung durch querschnittsweise Betrachtung	75
6.5	Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung	77
7	Erarbeitung der Kompensationskriterien	79
7.1	Allgemeines und Überblick	79
7.2	Beschreibung kontinuumsmechanischer Zusammenhänge	80
7.2.1	Allgemeines	80
7.2.2	Lokale Verzerrungen und globale Biegung	81
7.3	Definition der Kompensationskriterien	90
7.4	Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung	91
8	Mechanismen zur Eigenspannungsreduktion	93
8.1	Überblick	93
8.2	Reduktion transversaler Eigenspannungen	94
8.2.1	Modellvorstellung	94
8.2.2	Analyse der Einflussfaktoren	96
8.2.3	Synthese der Erkenntnisse	107
8.3	Reduktion longitudinaler Eigenspannungen	113
8.4	Kombination der Reduktionsmechanismen	114
8.5	Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung	114
9	Methode zur Verzugskompensation	117
9.1	Allgemeines und Überblick	117
9.2	Einspannung und Lagerung der Fügeteile	117
9.3	Fokussierung der plastischen Bauteilreaktionen	118
9.4	Einleitung der Kompensationslast	122

9.5	Erzeugung und Positionierung der Kompensationslast	123
9.5.1	Andrückrollenbasiertes System	123
9.5.2	Alternative Systeme	125
9.6	Ermittlung der Lastmagnitude	125
9.6.1	Allgemeines	125
9.6.2	Kriterium zur Steuerung der Last	125
9.7	Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung	129
10	Methode zur Auslegung des Reduktionsprozesses	131
10.1	Allgemeines und Überblick	131
10.2	Aufbau des Simulationsmodells	132
10.2.1	Einspannung	132
10.2.2	Andrückrolle	133
10.3	Aufbau des Kompensationsalgorithmus	133
10.3.1	Überblick	133
10.3.2	Zusammenhang der Module	135
10.3.3	Identifikationsmodul	138
10.3.4	Freistellungsmodul	140
10.3.5	Lastmodul	142
10.3.6	Vorgabe der Zeitschrittweite	143
10.3.7	Selektion der Ergebnisdaten	144
10.4	Integration von Struktursimulation, Kompensationsalgorithmus und Realsystem	145
10.5	Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung	145
11	Validierung der Methodik am Anwendungsbeispiel	147
11.1	Allgemeines und Überblick	147
11.2	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	148
11.2.1	Allgemeines	148
11.2.2	Bauteilgeometrie und -werkstoff	148
11.2.3	Versuchsanordnung	149

11.2.4	Schweißwärmequelle	154
11.2.5	Winkelverzugsmessung	156
11.2.6	Festlegung der Versuchsparameter	156
11.3	Modellierung und Simulation	158
11.3.1	Allgemeines	158
11.3.2	FE-Netz	158
11.3.3	Randbedingungen	159
11.3.4	Werkstoff	160
11.3.5	Simulationsparameter	162
11.3.6	Kalibrierung	164
11.3.7	Modellvalidierung	164
11.4	Validierung und Bewertung der Methode	168
11.4.1	Allgemeines	168
11.4.2	Bestimmung des Kompensationszeitpunktes	168
11.4.3	Bestimmung der Kompensationslast	176
11.5	Fazit	178
12	Zusammenfassung und Ausblick	179
12.1	Zusammenfassung	179
12.2	Ausblick	181
	Literaturverzeichnis	183
	Anhang	197
A1	Begriffe und deren Bedeutungen	197
A2	Bedeutung der in Flussdiagrammen verwendeten Symbole	198
A3	Verwendeter Aufbau für die Validierungsversuche	199
A4	Verwendete Systemtechnik für die Validierungsversuche	199
A5	Verwendete Hardware und Software für die Simulationen	200
A6	Ermittlung des Spaltmaßes zur Einstellung der erforderlichen Einspannkraft	200
A7	Ermittlung der Steifigkeit des Werkstückträgersystems	202

A8	Schriftliche Mitteilung von Dr.-Ing. Till Jochen Reinke	203
A9	Gegenüberstellung von gemessenen und berechneten Schweißeigenspannungen und transienten Verformungen	203
A10	Entwicklung der longitudinalen Eigenspannungshöchstwerte in Abhängigkeit der Bauteilabkühlung	206

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
2D/3D	zwei-/dreidimensional
A	Anhang
Abschn.	Abschnitt
AG	Aktiengesellschaft
allg.	allgemein
Bez.	Bezeichnung
BMBF	Bundesministeriums für Bildung und Forschung
Bsp.	Beispiel
bspw.	beispielsweise
bzgl.	bezüglich
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
CAD	Computer-Aided Design (rechnerunterstütztes Konstruieren)
Co.	Compagnie
CO ₂	Kohlendioxid
CPU	Central Processing Unit (Hauptprozessor)
D	Druckbeanspruchung
d.	der, die, das, des usw.
d. h.	das heißt
Dim.	Dimension
DIN	Deutsches Institut für Normung

Abkürzung	Bedeutung
Diss.	Dissertation
Dr.	Doktor
DVS	D eutscher V erband für S chweißen und verwandte Verfahren e. V.
dyn.	dynamisch
e. V.	eingetragener Verein
ebd.	ebenda
El.	Element
el.	elastisch
E-Modul	Elastizitätsmodul
EN	europäische N ormen
engl.	englisch
et al.	et alii/aliae (und andere)
etc.	et cetera (und so weiter)
<i>f</i>	Funktion
f.	folgende
Fa.	Firma
FE	F inite- E lemente
FEM	F inite- E lemente- M ethode
ff.	fortfolgende
ges.	gesamt
Geschw.	Geschwindigkeit
Gl.	Gleichung
GmbH	G esellschaft mit beschränkter H aftung

Abkürzung	Bedeutung
G-Modul	Gleit-/Schubmodul
HA	H igh A ccuracy (hochgenau)
Hrsg.	Herausgeber
i	Inkrement
i. A.	im Allgemeinen
i. d. R.	in der Regel
Ing.	Ingenieur
inkrem.	inkrementell
insb.	insbesondere
int.	international
IP	I ntegrations p unkt (eines Finiten Elementes)
irrev.	irreversibel
ISBN	I nternational S tandard B ook N umber (int. Standardbuchnummer)
ISO	I nternational O rganization for S tandardization (int. Organisation für Normung)
<i>iwb</i>	I nstitut für W erkzeugmaschinen und B etriebswissenschaften der Technischen Universität München
Kap.	Kapitel
KG	K ommandit g esellschaft
Komp.	Kompensation
konst.	konstant
KR	K uka R oboter
L	Last/Belastung

Abkürzung	Bedeutung
Laser	L ight A mplification by S timulated E mission of R adiation (Lichtverstärkung durch stimulierte Emission von Strahlung)
lat.	lateinisch
lim	Limes (Grenzwert)
long.	longitudinal
LSND	L ow S tress N o D istortion (Beanspruchungsreduktion und Verzugskompensation)
Ltd.	Limited Company (haftungsbeschränkte Firma)
MAG	M etall- A ktivgas(-schweißen)
Mat.	Material
max.	maximal
Max.	Maximum
mech.	mechanisch
MIG	M etallschweißen mit i nerten G asen
min.	minimal
Min.	Minimum
MS	M icrosoft
MSC	M ac N eal- S chwendler C orporation
N. N.	Nomen nominandum ([noch] zu nennender Name)
Nd:YAG	N eodym- d otierter Y ttrium- A luminium- G ranat
Nr.	Nummer
o. ä.	oder ähnlich(e)
o. Nr.	ohne Nummer
od.	oder

Abkürzung	Bedeutung
opt.	optimal
P	Punkt
pl.	plastisch
pos.	positiv
pot.	potenziell
p-polarisiert	parallel polarisiert
Prof.	Professor
Qs.	Querschnitt
RAM	R andom- A ccess- M emory (Speicher mit wahlfreiem/direktem Zugriff)
Randbed.	Randbedingung
RB	R and b edingung
rev.	reversibel
S	Schwerpunkt
s.	siehe
S.	Seite
SL	Schwerlinie
sog.	sogenannt
s-polarisiert	senkrecht polarisiert
SS	S tream S hip (Dampfschiff)
Sys.	System
tan	Tangens
th.	thermisch
to.	total

Abkürzung	Bedeutung
trans.	transversal
TUM	T echnische U niversität M ünchen
u.	und
u. a.	und andere
Univ.	Universität
US Navy	U nited S tates Navy (Kriegsmarine der USA)
USA	U nited S tates of A merica (Vereinigte Staaten von Amerika)
usw.	und so weiter
v. E.	vom Endwert
v. Mises	von Mises
VDI	V erein D eutscher I ngenieure e. V./GmbH
VDMA	V erband D eutscher M aschinen- und A nlagenbau e. V.
vgl.	vergleiche
WIG	W olfram- I nergas- L ichtbogenschweißen
WV	Winkelverformung
Z	Zugbeanspruchung
z. B.	zum Beispiel
zw.	zwischen

Verzeichnis der Formelzeichen

Große lateinische Buchstaben

Variable	Einheit	Bedeutung
A	mm^2	Querschnittsfläche
A_{yz}	mm^2	Querschnittsfläche in der yz -Ebene
B	mm	Werkstückbreite
C	-	Integrationskonstante
D	mm	Rohstrahldurchmesser
E	N/mm^2	Elastizitätsmodul
E_{min}	N/mm^2	minimaler (modellierter) Elastizitätsmodul
F	N	Kraft
F_K	N	Klemmkraft der Werkstückeinspannung
F_{Kolben}	N	Kolbenkraft des Druckzylinders
F_{Komp}	N	kraftbasierte ¹ Kompensationslast
$F_{Komp,max}$	N	maximale Kompensationskraft über dem Kompensationspfad
$F_{RB,dyn}$	N	Kompensationskraft, appliziert als dynamische Randbedingung (RB) im FE-Modell
F_{Walze}	N	Anpresskraft der Walze auf das Werkstück beim lokalen Strecken
G	N/mm^2	Gleit-/Schubmodul
H	mm	Werkstückhöhe
HV	HV	Härte nach Vickers

¹ Es werden sowohl kraft- als auch verschiebungsbasierte Kompensationslasten appliziert.

Variable	Einheit	Bedeutung
I	W/cm^2	Fokusintensität der Laserstrahlquelle
I_y	mm^4	axiales Flächenträgheitsmoment bezüglich der y -Achse
K	-	Strahlqualitätszahl
L	mm	Werkstücklänge
$L_{E/K}$	mm	Dehnlänge (Expansion/Kontraktion) in Nahtquerrichtung
M	Nm	Biegemoment
M^2	-	Beugungsmaßzahl
M_0	mm	ursprünglicher Abstand zum Messpunkt
M_1	mm	Abstand zum Messpunkt 1
M_2	mm	Abstand zum Messpunkt 2
M_y	Nm	Biegemoment bezüglich der y -Achse
N	-	Anzahl an Lastwechseln
$\overline{P_1 P_2}$	mm	Strecke zwischen den Punkten P_1 und P_2
P_L	W	Laserleistung
$P_{L,effektiv}$	W	Laserleistung beim Austritt aus der Optik
$P_{L,max}$	W	maximale Ausgangsleistung der Laserstrahlquelle
R_e	N/mm^2	Streckgrenze des Werkstoffes
\bar{R}_e	N/mm^2	(über die Bauteildicke) gemittelte Streckgrenze des Werkstoffes
$R_{F,x}$	$\text{kN}/(\text{mm} \cdot \text{mm})$	Einspanngrad in Nahtquerrichtung
S_a	N/mm^2	(mechanischer) Spannungsausschlag
S_L	J/mm	Streckenenergie beim Laserstrahlschweißen

Variable	Einheit	Bedeutung
S_{MAG}	J/mm	Streckenenergie beim Metall-Aktivgasschweißen
SPP	mm · mrad	Strahlparameterprodukt des Lasers
T	°C od. K	Temperatur im Werkstück
T_0	°C	Anfangstemperatur im Werkstück
T_a	°C	Umgebungstemperatur (Temperatur im Nahfeld außerhalb des Werkstückes)
T_{global}	°C	Temperatur, bezogen auf das (Gesamt-)Bauteil ²
T_{max}	°C	maximale Temperatur
\bar{T}_{max}	°C	(über die Bauteildicke) gemittelte maximale Temperatur
$\frac{1}{2} \cdot T_{Schmelz}$	K	Abschneidetemperatur
$T_{Schmelz}$	°C	Schmelztemperatur
T_{Sp}	°C	lokale Spitzentemperatur
V_{IP}	mm ³	integrationspunktbezogenes Elementvolumen
X	-	Verformungsüberhöhungsfaktor

Kleine lateinische Buchstaben

Variable	Einheit	Bedeutung
b_D	mm	Bauteildicke
b_K	mm	Breite der Kontaktfläche zwischen dem Werkstück und der Einspannbacke
b_Q	mm	Querschnittsdicke (vgl. Scheibe)

² Der Index *global* bzw. der begriffliche Zusatz *Gesamt* steht vor dem Hintergrund, dass auch Teile des Bauteiles (Querschnitte) betrachtet werden.

Variable	Einheit	Bedeutung
b_y	mm	Breite des Balkens in y -Richtung (entspricht der Dicke b_Q beim Querschnitt)
$c_{Einsp,x,y,z}$	N/mm	(absolute) Steifigkeit der Einspannung in x -, y - od. z -Richtung
c_W	J/(kg · K)	spezifische Wärmekapazität
$c_{x,y,z}$	N/mm	(absolute) Steifigkeit in x -, y - od. z -Richtung
dA_{yz}	mm ²	differentielles Flächenelement in der yz -Ebene
d_F	mm	Strahltaillendurchmesser
dF_x	N	differentielle Kraft in x -Richtung
d_h	mm	Durchmesser des Durchgangsloches
d_K	µm	Faserkerndurchmesser (Laserlichtleiter)
dM_y	Nm	differentielles Moment um die y -Achse
ds	mm	differentielles Wegstück der Kurve
dx	mm	differentielles Wegstück in x -Richtung
dz	mm	differentielles Wegstück in z -Richtung
$d\varphi$	-	differentielle Neigung der Kurventangente
$d\psi$	1/mm	längenbezogene differentielle Drehwinkeländerung der Balkenachse
f	Hz	Frequenz
f_L	mm	Brennweite
h	-	Laufvariable in y -Richtung
i	-	Laufvariable in z -Richtung
j	-	Laufvariable in x -Richtung
k_{IP}	-	Anzahl an Integrationspunkten in y -Richtung

Variable	Einheit	Bedeutung
l	mm	Länge
$l_{IP,x,i}$	mm	auf den Integrationspunkt i bezogene (ursprüngliche) Elementkantenlänge in x -Richtung
$l_{IP,z,j}$	mm	auf den Integrationspunkt j bezogene (ursprüngliche) Elementkantenlänge in z -Richtung
m_{IP}	-	Anzahl an Integrationspunkten in x -Richtung
n_F	°/N	Verhältnis zw. elastischer Winkelverformung α_{el} und der Kraft F
n_{IP}	-	Anzahl an Integrationspunkten in z -Richtung
p_{Komp}	bar (g)	(Über-)Druck ³ im Zylinder der Kompensationseinheit
\dot{q}	W/mm ²	konvektiver Wärmeübergang
r	mm	allg. Radius
r_F	mm	Fokusradius (des Laserstrahles)
r_S	mm	Spotradius (des Laserstrahles)
s	mm	allg. Strecke
s_{Bahn}	mm	Bahnwiederholgenauigkeit
s_D	mm	Schweißnahtdicke
s_{Pos}	mm	Positionierwiederholgenauigkeit
t	s	allg. Zeit
t_0	s	Wärmequellenpositions-assoziierter Referenzzeitpunkt (Ausgangszeit)
$t_{Abkühl}$	s	Abkühlzeit (nach Schweißprozessende)

³ Der geklammerte Zusatz g bezeichnet einen Druck relativ zum atmosphärischen Druck (\rightarrow Überdruck).

Variable	Einheit	Bedeutung
t_i	s	Zeitpunkt i
t_{Komp}	s	Kompensationszeitpunkt
$t_{Komp,Ende}$	s	Zeitpunkt des Kompensationsendes
$t_{Komp,F_{min}}$	s	Zeitpunkt der Kompensation mit minimaler Last
$t_{Komp,opt}$	s	optimaler Kompensationszeitpunkt
$t_{Komp,Start}$	s	Zeitpunkt des Kompensationsbeginns
$t_{Schweiß}$	s	Schweißprozesszeit
u	mm	Verschiebung
u'	-	1. Ableitung der Verschiebung u (entspricht der Dehnung ε)
u_{Komp}	mm	verschiebungsbasierte ⁴ Kompensationslast
u_z	mm	Biegeverzug / Verschiebung in z-Richtung
$u_{z,F(l),max}$	mm	Biegeverzugsmaximum nach Kompensation mit lokal strukturangepasster Last
$u_{z,F(l),min}$	mm	Biegeverzugsminimum nach Kompensation mit lokal strukturangepasster Last
$u_{z,konst,max}$	mm	Biegeverzugsmaximum nach Kompensation mit konstanter Last über dem Kompensationspfad
$u_{z,konst,min}$	mm	Biegeverzugsminimum nach Kompensation mit konstanter Last über dem Kompensationspfad
$u_{z,red}$	%	Ergebnisunterschied in der Biegeverzugsreduktion
v	m/min	allg. Vorschubgeschwindigkeit
v_{Komp}	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit der Kompensationseinheit (Andrückrolle)

⁴ s. Fußnote 1 (S. XIII)

Variable	Einheit	Bedeutung
v_L	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit des Laserstrahlwerkzeuges
v_{MAG}	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit der Wärmequelle beim Metall-Aktivgasschweißen
w	mm	Absenkung/Durchbiegung der Balkenachse
w'	-	Neigung der Balkenachse
w''	1/mm	Krümmung (näherungsweise ⁵) der Balkenachse
x, y, z	mm	kartesische Koordinaten
$x_{\overline{P_1P_2}}$	mm	senkrechter Abstand zur Strecke $\overline{P_1P_2}$
y_{Mess}	mm	Messort bzgl. der y-Achse
$y_{Prozess}$	mm	Prozessstelle bzgl. der y-Achse
z_{SL}	mm	Abstand zur Schwerlinie bzgl. der z-Achse
z_R	mm	Rayleighlänge

Große griechische Buchstaben

Variable	Einheit	Bedeutung
ΔH_S	kJ/g	Schmelzenthalpie
ΔH_V	kJ/g	Verdampfungsenthalpie
ΔM_1	mm	maßliche Änderung am Messpunkt 1
ΔM_2	mm	maßliche Änderung am Messpunkt 2
Δs	mm	Nachlaufstrecke (Abstand zwischen Wärmequelle und Andrückrolle)

⁵ gilt für kleine Neigungen ($w'^2 \ll 1$) [GROSS 2009, S. 117]

Variable	Einheit	Bedeutung
ΔT	K	Temperaturänderung
Δt	s	Nachlaufzeit (zeitlicher Abstand zwischen Wärmequelle und Andrückrolle)
ΔT_F	K	Temperaturerhöhung ⁶ , bei der im längsdehnungsgehinderten Werkstück plastisches Fließen einsetzt
Δt_{Komp}	s	Wirkdauer der Kompensationslast
$\Delta t_{Kontakt}$	s	Berührzeit (Kontakt zwischen Andrückrolle und Werkstück)
ΔT_{max}	K	maximal zugelassene Temperaturänderung zwischen aufeinanderfolgenden Berechnungsincrementen
Δu	mm	verschiebungsbasierte Lasterhöhung
Δx	mm	Längenänderung in x -Richtung
Δz	mm	eingestellte Fokusslage
$\Delta \alpha$	°	Winkelverzug des freigestellten Querschnittes
$\Delta \varepsilon_{pl,x,t_i}$	-	kompensationsbedingte plastische Dehnungsänderung in transversaler Richtung (x) zum Zeitpunkt t_i
$\Delta \sigma_{V,Mises}$	N/mm ²	Änderung der von-Mises-Vergleichs(eigen)spannung

Kleine griechische Buchstaben

Variable	Einheit	Bedeutung
α	°	Winkelverzug/-verformung

⁶ gegenüber der Ausgangstemperatur im beanspruchungsfreien Werkstück

Variable	Einheit	Bedeutung
$\vec{\alpha}$	°	Winkelverzug/-verformung mit konstanter Funktionswertverschiebung (Translation)
α_{el}	°	elastischer Teil der Winkelverformung α
α_{Ex}	1/K	thermischer Expansionskoeffizient
α_{final}	°	finaler Winkelverzug
α_{pl}	°	plastischer Teil der Winkelverformung α
α_{th}	°	thermischer Teil der Winkelverformung α
γ_m	-	mittlere Schubverzerrung
ε	-	Dehnung
ε_E	-	Emissionsgrad/-koeffizient
ε_{el}	-	elastische Dehnung
ε_{pl}	-	plastische Dehnung
ε_{th}	-	thermische Dehnung
ε_{to}	-	totale Dehnung
ε_{trans}	-	Dehnung in transversaler Richtung
$\varepsilon_{x,h,i,j}$	-	Dehnung in transversaler Richtung an der Stelle (x_j, y_h, z_i)
ζ	-	Geometriefaktor für den Einspanngrad nach Ueda
η_A	-	Absorptionsgrad
η_{th}	-	thermischer Wirkungsgrad
κ	1/mm	Krümmung der ebenen Kurve
λ_L	m	Wellenlänge der Laserstrahlung
λ_W	W/K	Wärmeleitfähigkeit
μ	-	Reibungskoeffizient

Variable	Einheit	Bedeutung
μ_G	-	Reibwert im Gewinde
μ_K	-	Reibwert unter der (Schrauben-)Kopfauflage
ρ	kg/cm ³	Dichte
ρ_{Kr}	1/mm	Krümmung
$\rho_{Kr,max}$	1/mm	maximale Krümmung
σ	N/mm ²	(mechanische) Spannung
σ_B	W/(m ² · K ⁴)	Stefan-Boltzmann-Konstante
σ_D	N/mm ²	Druck(eigen)speannung
σ_E	N/mm ²	Eigenspeannung
σ_F	N/mm ²	Fließgrenze ⁷
$\sigma_{F,1.4301,20\text{ °C}}$	N/mm ²	Fließgrenze für den Stahlwerkstoff 1.4301 bei 20 °C
$\sigma_{F,3.3523,20\text{ °C}}$	N/mm ²	Fließgrenze für den Aluminiumwerkstoff 3.3523 bei 20 °C
$\sigma_{F,SUS\ 316\ L}$	N/mm ²	Fließgrenze für den Stahlwerkstoff SUS 316 L ⁸
σ_{krit}	N/mm ²	kritische Beullast ⁹
σ_L	N/mm ²	Lastspeannung
σ_{long}	N/mm ²	Längs(eigen)speannung (longitudinal)
$\sigma_{long,max}$	N/mm ²	maximale Längs(eigen)speannung (longitudinal)
$\sigma_{long,min}$	N/mm ²	minimale Längs(eigen)speannung (longitudinal)
σ_{trans}	N/mm ²	Quer(eigen)speannung (transversal)

⁷ *Streckgrenze* bei Zugbeanspruchung und *Quetschgrenze* bei Druckbeanspruchung (s. A1, S. 197)

⁸ Dies ist eine japanische Werkstoff-Bez., zu der es im Deutschen zwei Werkstoff-Nr. gibt: 1.4404 (X2Cr-Ni-Mo17-12-2) und 1.4435 (X2Cr-Ni-Mo18-14-3).

⁹ Obwohl es sich hierbei um eine Beanspruchung handelt, wird von *Beullast* gesprochen.

Variable	Einheit	Bedeutung
$\sigma_{trans,max}$	N/mm ²	maximale Quer(eigen)spannung (transversal)
$\sigma_{V,Mises}$	N/mm ²	von-Mises-Vergleichs(eigen)spannung
$\sigma_{V,Mises,max}$	N/mm ²	maximale von-Mises-Vergleichs(eigen)spannung
σ_x	N/mm ²	(Eigen)Spannung in x -Richtung (quer zur Naht bzw. transversal)
σ_y	N/mm ²	(Eigen)Spannung in y -Richtung (in Nahtlängsrichtung bzw. longitudinal)
σ_z	N/mm ²	Zug(eigen)spannung
ν	-	Querkontraktionszahl
ν_s	-	Sicherheitsfaktor
φ	mrad	Divergenzwinkel
ψ	-	Verdrehung der Balkenachse
ψ'	1/mm	längenbezogene Drehwinkeländerung der Balkenachse
ψ_m	-	mittlere Verdrehung der Balkenachse
ψ'_m	1/mm	längenbezogene mittlere Drehwinkeländerung der Balkenachse

1 Einleitung

1.1 Schweißverzug und Schweißeigenspannungen

Im Jahre 1943 sank das Frachtschiff *SS Schenectady*. Auf seiner ersten Testfahrt am Tage seiner Fertigstellung zerbrach das Schiff in zwei Teile – ohne Fremdeinwirkung (s. Abbildung 1). Von insgesamt 2708 gebauten Einheiten dieses Typs erlitten 233 rissinduzierten Schiffbruch [KOBAYASHI 1943, S. 2].

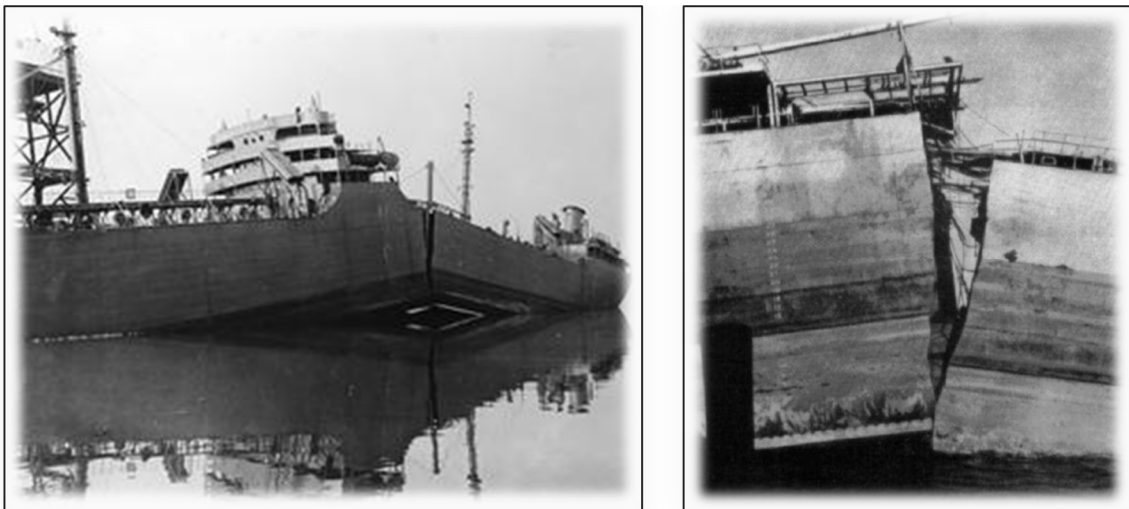


Abbildung 1: Schweißbedingte Eigenspannungen und ihre Auswirkungen: Sprödbruch der SS Schenectady (Frachtschiff der Liberty-Klasse) im Jahre 1943 auf ihrer ersten Testfahrt am Tage der Fertigstellung [Newnham College Archives, Cambridge]¹⁰

Kaum ein anderes Schadensereignis hat auf so spektakuläre Art und Weise einen der schwerwiegendsten Nachteile der Schweißtechnologie aufgezeigt wie die Rumpfrühe der *Liberty*-Klasse-Schiffe: thermisch induzierte Eigenspannungen. Sie waren die maßgebliche Ursache für die Katastrophen. Aufgrund der vorschnellen Einführung des Schweißens als neue¹¹ Fügetechnik in den Schiffbau war das Wissen um den Prozess und seine bauteilbezogenen Struktureffekte noch unzureichend. Durch falsche bzw. unterlassene Maßnahmen stellten sich Beanspruchungszustände ein, die den Werkstoff nahe an die Grenze seiner mechanischen

¹⁰ mit freundlicher Genehmigung von Anne Thomson, Newnham College, Sidwick Avenue, Cambridge CB3 9DF, 09.07.2013

¹¹ Die bis dahin angewandte Fügetechnik im Schiffbau war das *Nieten*.

Belastbarkeit oder darüber hinaus führten.¹² Dies steht vor dem Hintergrund, dass Eigenspannungen von Beanspruchungen additiv überlagert werden, die aus wirkenden Betriebslasten resultieren. Erreicht dabei der (Gesamt-)Spannungszustand ein kritisches Niveau (Festigkeit), verliert der Werkstoff seinen Zusammenhalt. Es entsteht ein Riss – der Keim jeder Bruchentwicklung.

Neben den schweißbedingten Eigenspannungen ist der Schweißverzug eine problematische Störgröße in der Fertigung. Erschwert wird diese Situation durch den allgemeinen Leichtbautrend. Dünne Bauteile neigen aufgrund ihrer geringeren Steifigkeit im Fügeverbund stärker zu schweißbedingten Verzügen als dickere Strukturelemente [HUANG 2006, S. 1]. Die Auswirkungen von Schweißverzug auf eine verkehrstechnische Struktur in Leichtbauweise sind in Abbildung 2 zu sehen.

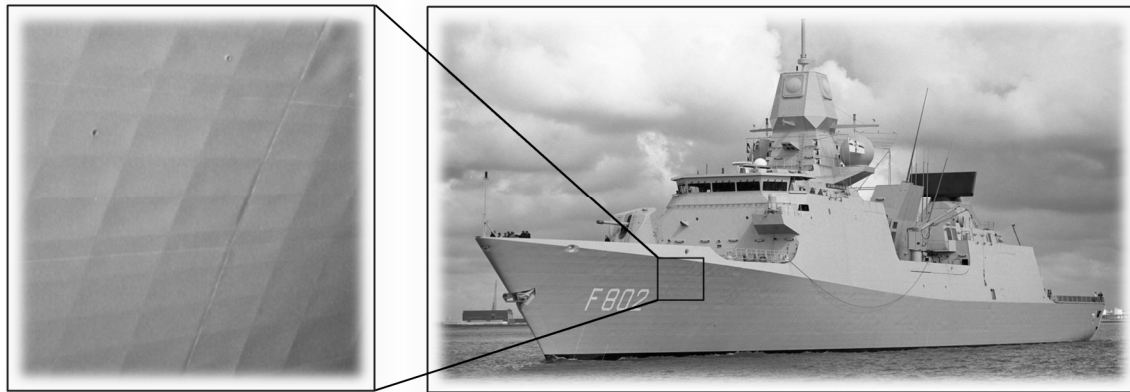


Abbildung 2: Schweißverzugsproblematik bei der Fregatte Hr. Ms. De Zeven Provinciën (Stapellauf April 2000); innenliegende Quer- und Längsstreben zeichnen sich schachbrettartig auf der gesamten Außenhülle ab (links); Resultat: erhöhte(r) Radarsignatur und Strömungswiderstand [VAN DER AA 2007, S. 2]

Sofern es möglich ist, wird durch nachträgliche Korrekturmaßnahmen versucht, die geforderte Qualität zu erreichen bzw. die Toleranzvorgaben einzuhalten. Die Kosten für diese Nacharbeit sind zum Teil enorm. Allein für die Automobil-, Schifffahrts- und Bahnindustrie schätzt SCHENK [2011, S. 4] die weltweiten Kosten, die durch Schweißverzug verursacht sind, auf mehrere hundert Millionen Euro pro Jahr. In diese Abschätzung geht nicht mit ein, was den Unternehmen durch die Produktivitätseinschränkung aufgrund der zusätzlichen, zeitintensiven (manuellen) Prozess-

¹² Die Beanspruchungsgrenze war durch die Verwendung eines kaltspröden Werkstoffes in Verbindung mit kaltem Meerwasser reduziert.

schritte verloren geht. Für den Bereich der Antriebstechnik führte THOBEN [2002] eine Kostenrechnung durch. Danach summierten sich im Jahre 1995 die Aufwendungen für die Beseitigung von Bauteilverzug allein in Deutschland auf 850 Millionen Euro [N. N. 1997; zitiert nach THOBEN 2002, S. 276].

1.2 Gegenmaßnahmen

Mittlerweile hat sich das Wissen um den Schweißprozess und seine thermomechanischen Strukturauswirkungen weitreichend entwickelt. Die Vorgänge sind größtenteils verstanden und es lassen sich hochleistungsfähige Produkte mit technisch anspruchsvollen Eigenschaften fertigen. Dabei wird sich der Verzugs- und Eigenspannungsproblematik weiterhin intensiv angenommen, denn die Anforderungen an die Fertigungsqualität steigen stetig. Die Vision ist es, beide Störgrößen zu beherrschen.

Die Herausforderung bei der Schweißverzugs- und Schweißeigenspannungsbeherrschung liegt in dem Streben, beide Größen – zusammen – reduzieren zu wollen. Allerdings stehen sie in Wechselwirkung. Eigenspannungen werden umso größer, je stärker versucht wird, die Entwicklung von Verzügen durch eine Erhöhung des Einspanngrades¹³ zu unterdrücken – und umgekehrt. Es herrscht ein phänomenbedingter Anforderungskonflikt.

Seit dem Jahre 1980 wird systematisch nach Lösungen gesucht, mittels derer sich Schweißverzüge und Schweißeigenspannungen zusammen reduzieren lassen. Es entstanden mechanisch und thermisch wirkende Prä-, In- und Post-Prozess-Verfahren, die ihrer Bezeichnung entsprechend vor, während oder nach dem Schweißen appliziert werden. Allerdings weisen diese noch nicht ausgereiften Methoden teils gravierende Nachteile auf. Neben verfahrensspezifischen Defiziten, wie beispielsweise einem enorm hohen Energieaufwand, unbeabsichtigt ausgelösten Gefügeveränderungen oder einer kerbbedingten Reduzierung der Bauteillebensdauer, ist ein allgemeines Problem die Bestimmung effektiver Parameterwerte für die jeweilige Reduktionsaufgabe. Aufgrund der Vielzahl an einflussreichen Variablen ist eine aufwendige Vorgehensweise zur Identifikation leistungsfähiger Einstellungen unerlässlich und dies für jede Schweißaufgabe erneut. Dabei sind die Abstimmungsvorgänge an das spezifische Problem derart diffizil, dass – obwohl

¹³ gibt Auskunft über den (Bewegungs-)Freiheitsgrad des Werkstückes in der Einspannung

einzelne Reduktionsmethoden schon länger bekannt sind – sie das Experimentalstadium nicht verließen. Bis heute gibt es keine industrietaillierte Lösung für das gekoppelte Verzugs- und Eigenspannungsproblem beim Schweißen. Auf diese Punkte wird in Kapitel 4 (S. 33 ff.) und insbesondere in Kapitel 5 (S. 57 ff.) vertiefend eingegangen.

1.3 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung

Vor wirtschaftlichem, ökologischem und politischem Hintergrund sehen sich produzierende Unternehmen immer stärker dazu angehalten, nicht nur selbst ressourcenschonend zu sein, sondern auch ressourcenschonende Produkte herzustellen. Hierzu bietet das *Schweißen* als stoffschlüssige Verbindungstechnik die Möglichkeit, dem aus der ressourcenschonenden Denkweise erwachsenen Leichtbautrend konsequent zu folgen. Entsprechend groß ist das industrielle Interesse an dieser Fügetechnologie. Es sind die zwei miteinander gekoppelten Störgrößen *Schweißverzugs* und *Schweißspannungen*, die das Spektrum an Einsatzmöglichkeiten dieses Verfahrens wiederum stark einschränken. Dem entgegen wirken die sogenannten *Reduktionsmethoden* bzw. *Reduktionsverfahren*. Sie sollen die unerwünschten Effekte des Schweißens auf die Bauteilstruktur abmildern bzw. reduzieren. Allerdings erweisen sich die existierenden Reduktionsverfahren zum Teil als leistungsschwach, prozessinstabil und auslegungintensiv bezüglich der zu bestimmenden Prozessparameterwerte. Teilweise sind sie mit lebensdauerkritischen Nachteilen behaftet. Aus diesem Grund wurde seitens der Industrie bislang häufig vom Einsatz eines solchen Reduktionsverfahrens abgesehen. Bei höheren Anforderungen an die zu erreichende Fertigungsgenauigkeit und -qualität kommt daher das Schweißen als Fügetechnik derzeit oftmals nicht in Betracht. Wie die vorliegende Arbeit dazu beitragen soll, diese Situation zu ändern und das Potenzial des Schweißens hinsichtlich der genannten vorteilhaften Fertigungsaspekte weitergehend zu schöpfen, wird im nächsten Kapitel überblickshaft erläutert.

2 Inhalte und Aufbau der Arbeit

2.1 Ziel und Nutzen

Ziel

Die vorstehend beschriebene Problematik motiviert zur Entwicklung eines neuen Reduktionsverfahrens als Hauptinhalt der vorliegenden Arbeit. Es beruht auf einem mechanischen Prinzip, nutzt allerdings anders als die existierenden mechanischen Reduktionsverfahren die durch das Schweißen in das Bauteil eingebrachte Prozesswärme vorteilhaft für den residualen Eigenspannungszustand aus. Daneben ist es das Ziel, eine Auslegungsmethodik zu schaffen, mittels derer sich die optimalen Parametereinstellungen für das Reduktionsverfahren automatisiert ermitteln lassen. Hierzu werden Kompensationskriterien entwickelt, die den inhomogenen Dehnungszustand innerhalb eines definierten Strukturgebietes so zusammenfassen, dass er der Winkelverformung näherungsweise entspricht. Die Vorteile, die sich aus diesen beiden Zielen gegenüber den existierenden Reduktionsverfahren und deren Auslegungsmethoden ergeben, sind nachfolgend ausgeführt.

Nutzen

Gesteigerte Leistungsfähigkeit: Der Verzug wird lokal durch Ausgleichsverformungen neutralisiert (*Verzugskompensation*). Weil dies in Abhängigkeit der thermomechanischen Struktursituation geschieht, lassen sich spezielle Beanspruchungszustände vorteilhaft nutzen. Es gelingt ein signifikanter Abbau der schweißbedingten Eigenspannungen und dies insbesondere dort, wo sie kritisch sind: an der Bauteiloberfläche.

Erhöhte Energieeffizienz und Umweltverträglichkeit: Das Verfahren basiert auf einem mechanischen Prinzip. Damit ist es energetisch effizienter als die thermischen Verfahren, bei denen der überwiegende Teil der eingebrachten Energie an die Umgebung abgegeben wird und somit verloren geht. Die höhere Energieeffizienz gegenüber den anderen mechanischen Verfahren beruht auf dem hier angewandten Kompensationsprinzip. Zum einen wird die im Bauteil vorhandene Schweißprozesswärme synergetisch genutzt und zum anderen ist die Struktureinflussung durch einen lokal wirkenden Mechanismus auf ein Mindestmaß beschränkt. Die Kompensationsverformungen werden ausschließlich dort eingebracht, wo sie zur Einstellung des gewünschten Fertigungsergebnisses erforderlich sind. Sie werden nicht dem gesamten Bauteil überlagert.

Erleichterte industrielle Anwendbarkeit: Die bislang so problematische Bestimmung der Parametereinstellungen für das jeweils eingesetzte Reduktionsverfahren wird dem Anwender aus der Hand genommen. Ein Algorithmus¹⁴, der in die Simulationsumgebung eingreift und darin den virtuellen Kompensationsprozess vorgibt, eruiert die optimalen Einstellungen autonom. Eine aufwendige Trial-and-Error-Vorgehensweise, wie sie bei den existierenden Verfahren durchgeführt wird, ist zur Identifikation der optimalen Parameterwerte nicht nötig. Ferner ist der systemtechnische Aufbau vergleichsweise einfach zu realisieren. Es genügen handelsübliche Komponenten.

Hohe Verfahrens- und Ergebniszuverlässigkeit: Die automatisierte Parameterbestimmung verhindert von sich aus falsche Verfahreneinstellungen. Ein umgekehrter bzw. negativer Effekt auf den Beanspruchungszustand wird dadurch ausgeschlossen. Auch können aufgrund des mechanischen Verfahrensprinzips keine zusätzlichen, unerwünschten Gefügeveränderungen ausgelöst werden. Ferner wird mit dem Eigenspannungsabbau das eigentliche Ziel einer Lebensdauererhöhung erreicht. Anders als beispielsweise das lokale Strecken durch Walzen¹⁵ verursacht das hier vorzustellende Verfahren keine kerbbedingten Spannungskonzentrationen.

2.2 Vorgehensweise

Mit Blick auf das Ziel in Abbildung 3 (S. 7) bilden die Schweißeigenspannungs- (**Kap. 8**) und die Schweißverzugsreduktion (**Kap. 9**) den zentralen Baustein für das Gerüst dieser Arbeit. Daneben steht die Entwicklung von Strukturkriterien (**Kap. 7**), die dem rechnerbasierten Vorgehen (**Kap. 10**) dienen. Sie ermöglichen es einem Algorithmus, den Kompensationsprozess optimal und autonom auszulegen. Im Ergebnis ist neben der Verzugsneutralisation eine maximale¹⁶ Eigenspannungsreduktion erreicht. Die berechneten Vorgaben¹⁷ sind abschließend auf den Realprozess zu übertragen. Gestützt werden diese methodischen Bausteine (**Kap. 7 bis 10**) vom Fundament: einer übergeordneten Methodik (**Kap. 6**). Sie stellt den Zusammenhang zwischen den in dieser Arbeit beschriebenen methodischen Bausteinen her. Darun-

¹⁴ Mit dem Begriff *Algorithmus* wird sich hier auf dessen allgemeine Definition bezogen. Demnach ist ein Algorithmus eine exakt beschriebene Vorgehensweise zum Lösen eines Problems in endlich vielen und eindeutig beschriebenen Schritten [ROGERS 1967, S. 1 f.].

¹⁵ wird in Abschn. 4.4.4 (S. 43 ff.) eingehend erläutert

¹⁶ maximal möglich für das hier vorzustellende Reduktionsverfahren

¹⁷ Kraft-Weg-Trajektorie / Kraft-Zeit-Trajektorie

ter sind die Inhalte der vorangehenden Kapitel versinnbildlicht. Sie dienen dem Verständnis zum einen für die Natur des hier behandelten Problems (**Kap. 3**) und zum anderen für die dafür derzeit existierenden Lösungen (**Kap. 4**) sowie deren Nachteile und Defizite (**Kap. 5**). Aus Letzteren geht die Motivation für diese Arbeit hervor.

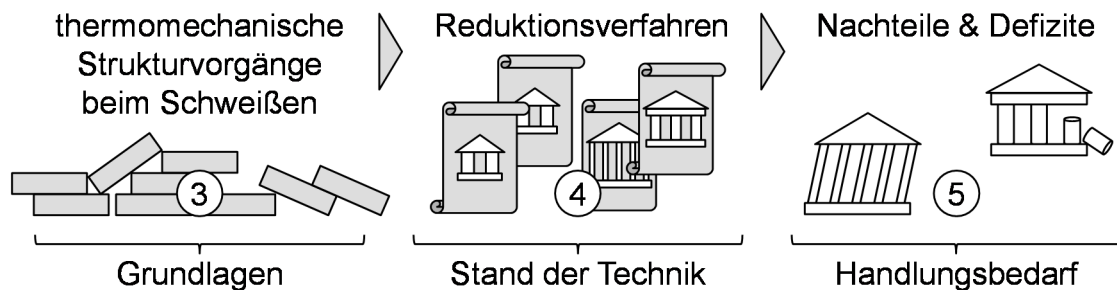
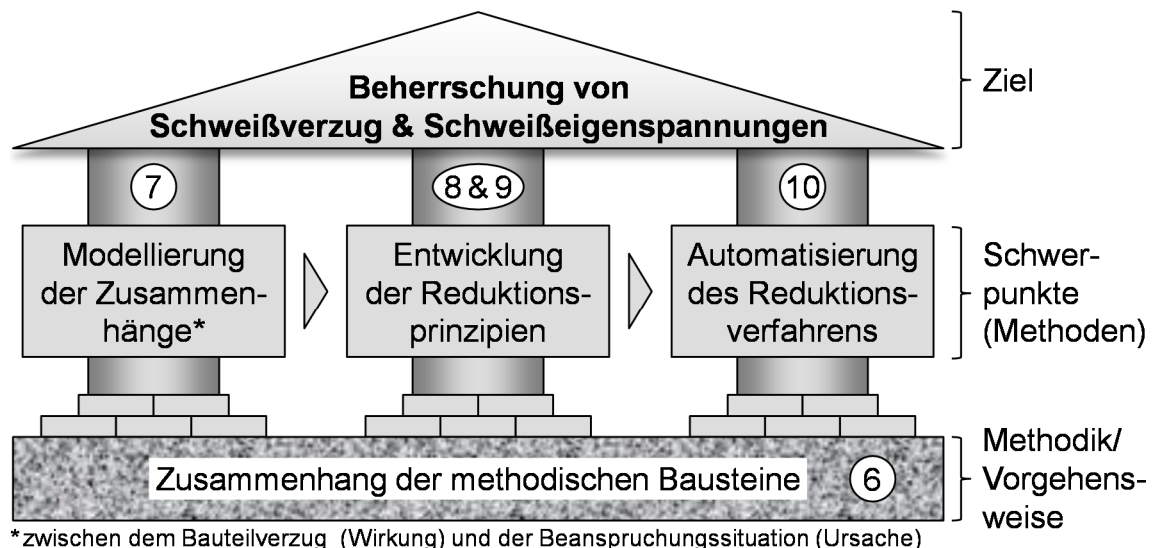


Abbildung 3: Aufbau der vorliegenden Arbeit mit entsprechenden Kap.-Nr.

2.3 Betrachtungsrahmen

Schweißverfahren

Das grundlegende Problem, für das hier eine Lösung präsentiert wird, tritt bei allen Schweißverfahren auf. Gemeint ist die plastische Deformation als Folge einer inhomogenen Erwärmung. Daher ist die hier vorgestellte Methodik prinzipiell für alle Schweißverfahren anwendbar, sofern es um die thermisch ausgelösten Verzüge und

Eigenstressen geht.¹⁸ Stellvertretend für die anderen Verfahren wird in dieser Arbeit das Laserstrahlschweißen zugrunde gelegt. Damit werden an das Reduktionsverfahren erhöhte Anforderungen gestellt, weil die hohe Leistungsdichte des Lasers hohe Schweißgeschwindigkeiten ermöglicht. Hierbei muss das Reduktionsverfahren in der Lage sein, der Prozesszone mit derselben Geschwindigkeit zu folgen¹⁹ und während dieser Nachlaufbewegung dynamisch²⁰ auf das Bauteil einzuwirken. Dass dies auch bei hohen Schweißgeschwindigkeiten möglich ist, wird anhand des Laserstrahlschweißens gezeigt.

Werkstoffe

Gefügeumwandlungen im Werkstoff gehen mit einer Volumenänderung des betroffenen Gebietes einher. Damit wirken sich Gefügeveränderungen auch auf den Verzugs- und Eigenspannungszustand aus. In welchem Maße sich solche Umwandlungen ergeben und welche der unterschiedlichen Gefügebestandteile dabei entstehen, ist abhängig von vielen Einflussfaktoren wie zum Beispiel dem Werkstoff des Bauteiles, einem etwaigen Zusatzmaterial, dem Schweißverfahren, der Abkühlgeschwindigkeit sowie weiteren Prozess- und Randbedingungen. Weil die hier vorzustellende Reduktionsmethode unabhängig von diesen Spezifika ist, bleiben Gefügeeinflüsse unberücksichtigt.²¹ Es werden ausschließlich nicht-umwandlungsfähige austenitische Stähle betrachtet.

Stoßarten

Bei der Untersuchung von Reduktionsverfahren zur Bewertung ihres Reduktionspotenzials spielt die Vergleichbarkeit der Verfahren eine entscheidende Rolle. Daher erfolgt auch hier die Schweißverzugs- und Schweißeigenspannungsanalyse an der für Grundlagenuntersuchungen üblichen Stoßform – dem Stumpfstoß²². Darüber hinaus gewährleistet das Schweißen von Blindnähten²³ zusätzliche Stabilität in den zu vergleichenden Ergebnissen zwischen den experimentellen Studien. Prozessschwankungen und Prozessunsicherheiten, die aus den nie exakt identischen Fügespaltverhältnissen resultieren, lassen sich auf diese Weise von vornherein ausschließen. Deshalb wird auch in dieser Arbeit vorrangig die Blindnaht betrachtet.

¹⁸ Es gibt Schweißverfahren (z. B. das Reibschweißen), bei denen neben thermischer Energie auch mechanische in das Bauteil eingebracht wird. Beides beeinflusst den Verzugs- und Eigenspannungszustand.

¹⁹ Dies resultiert aus der Forderung, die Struktur durch die Reduktionsmaßnahme nur lokal zu beeinflussen.

²⁰ entsprechend einer (voraus-)berechneten Kraft-Weg-Trajektorie

²¹ Eine modellhafte Berücksichtigung von Gefügeeinflüssen ist Stand der Technik.

²² Zwei Fügeteile werden an den Stirnflächen stumpf miteinander verbunden.

²³ Hierbei existiert kein Fügespalt (*stoßlose Naht*).

Genaugenommen ist dann auch von einem *Quasi-Stumpfstoß* zu sprechen, da hierbei kein Fügespalt existiert.

Verzugsformen

Das hier vorzustellende Verfahren basiert auf dem Prinzip, dem schweißbedingten Dehnungszustand verzugsneutralisierende Beanspruchungen lokal zu superponieren. Dabei werden die positiven Kompensationsdehnungen in transversaler²⁴ und longitudinaler²⁴ Richtung nahezu gleichermaßen²⁵ eingebracht. Durch den bidirektionalen Streckeffekt wirkt das Verfahren auf alle Verzugsformen reduzierend. Es werden in beiden Hauptdehnungsrichtungen die verzugsursächlichen plastischen Stauchungen von (kompensierenden) Streckungen überlagert.

Für eine gezielte Verzugsauslöschung durch Verformungsüberlagerung ist eine der beiden Hauptdehnungsrichtungen in den Fokus zu nehmen. Dies steht vor dem Hintergrund, dass die schweißbedingten Spannungs-Dehnungs-Zustände in transversaler und longitudinaler Richtung unterschiedlich sind. Dementsprechend ergeben sich unterschiedliche Kompensationserfordernisse in beiden Richtungen. Weil die kritischste²⁶ Verzugsform häufig der Winkelverzug ist und er gegenüber den anderen Formen dominiert²⁶, wird das Verfahren dieser Arbeit für die Kompensation der nicht ebenen Formänderungen in transversaler Richtung ausgelegt (→ Winkelverzug). Der positive Effekt dieser Ausrichtung auf die Reduktion von Verzugsformen, deren Ursache in longitudinaler Richtung liegt (→ Biegeverzug), wird innerhalb dieser Arbeit ebenfalls nachgewiesen.²⁷

Hilfsmittel

Ein wichtiges Werkzeug im Rahmen dieser Arbeit ist die numerische Simulation. Sie dient zweierlei Zwecken. Zum einen soll sie komplizierte Sachverhalte mittels der Visualisierungsmöglichkeit veranschaulichen und zum anderen ist sie integraler Bestandteil der vorzustellenden Methodik zur Verfahrensauslegung. Dennoch stellt sie hier nur ein Hilfsmittel dar und ist nicht Gegenstand der Untersuchungen. Ihr Einsatz beruht auf dem gegenwärtigen Stand der Forschung und Technik, weshalb sie hier nicht weiter behandelt werden soll. Spezielle Gesichtspunkte, die über den

²⁴ transversal: quer zur Naht; longitudinal: längs zur Naht

²⁵ Es wird lokal gegen das (blechförmige) Bauteil gedrückt, sodass sich auf der gegenüberliegenden Seite eine Wölbung ausbildet. Der dort auftretende Dehnungseffekt ist durch die annähernde Rotationssymmetrie der Wölbung (vgl. biaxial gespannte Membran) in transversaler und longitudinaler Richtung nahezu identisch.

²⁶ wird in Unterabschn. 3.3.2.1 (S. 14) eingehend erläutert

²⁷ wird in Abschn. 11.4.3 (S. 176 f.) eingehend erläutert

Stand der Forschung und Technik hinausgehen, werden an gegebener Stelle erläutert²⁸.

2.4 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung

Kern dieser Arbeit ist die Entwicklung einer Methodik zur Schweißverzugs- und Schweißeigenstressbeherrschung. Dies impliziert zwei Vorgehensweisen:

- die Entwicklung eines neuen Reduktionsverfahrens und
- die Entwicklung einer simulationsbasierten Auslegungsmethodik.

Das Reduktionsverfahren wird sich gegenüber den existierenden Verfahren durch signifikante Vorteile auszeichnen. Neben einer deutlich höheren Leistungsfähigkeit und Energieeffizienz liegt ein wesentlicher Vorteil in der integrierten Auslegungsmethodik. Sie erlaubt es, das Reduktionsverfahren mit optimalen Parametereinstellungen zu betreiben. Das heißt, es wird das bestmögliche Strukturergebnis erreicht, welches mit diesem Verfahren zu erzielen ist. Der Verzug ist neutralisiert und die Eigenspannungshöchstwerte liegen im Minimum. Möglich wird dies, weil die Auslegungsmethodik auf einem Simulationsmodell beruht, welches alle relevanten Einflüsse auf die Bauteilstruktur abbildet. Schrittweise interpretiert ein simulationsgekoppelter Programmcode die (inkrementell) simulierten Ergebnisse und steuert gemäß definierter Kriterien den virtuellen Kompensationsprozess. Die Parametereinstellungen, die daraus resultieren, werden auf das Realsystem übertragen und münden auch dort in einem optimalen Strukturergebnis. Um den Aufbau der Steuerelemente und die Wirkungsweise der hier entwickelten bzw. angewandten Reduktionsmechanismen nachvollziehen zu können, muss die Natur der Schweißverzugs- und Schweißeigenstressentstehung bekannt sein. Sie wird daher im nächsten Kapitel erläutert.

²⁸ in Kap. 10 (S. 131 ff.)

3 Schweißverzug und Schweißeigenstressungen

3.1 Grundlagen

In der Regel zeigen unbehandelte Stähle bei Belastung ein elastoplastisches Werkstoffverhalten. Das heißt, unter dem Einwirken von Kräften antwortet die Struktur mit einer Verformung, die, sofern die Beanspruchung einen Schwellwert überschritten hat, auch nach Entlastung teilweise erhalten bleibt. Dieser nicht reversible Anteil wird, bezogen auf seine Ursprungslänge, als *plastische Dehnung* ε_{pl} bezeichnet. Die Schwelle, die dabei überschritten wurde, ist die *Fließgrenze*. Beanspruchungen unterhalb dieses Schwellwertes sind technisch unkritisch, weil die hervorgerufenen Verformungen mit der Belastung wieder vollständig zurückgehen. Zwar besitzen Stähle die Eigenschaft, gewisse überkritische Beanspruchungssituationen durch plastisches Fließen zu ertragen, gleichwohl ist ihr Verformungsvermögen begrenzt. Wird ein materialspezifisches Dehnungsmaß überschritten, verliert der Werkstoff seinen Zusammenhalt und es erfolgt der Bruch.

Auf wesentliche begriffliche Unterscheidungen soll an dieser Stelle aufmerksam gemacht werden (s. Anhang A1, S. 197 f.). Sie sind wichtig für das Verständnis bei den nachfolgenden Erläuterungen.

3.2 Entstehung und Entwicklung

Die Ursache für das Auftreten von schweißbedingten Verzügen und Eigenstressungen liegt in der erhöhten Werkstofftemperatur und vor allem in der inhomogenen Temperaturverteilung im Werkstück. Ein zuvor beanspruchungsfreies Bauteil würde weder Verzug noch Eigenstressungen entwickeln, wenn die Erwärmung und anschließende Abkühlung über alle Bereiche gleichmäßig erfolgt und die thermische Expansion nicht behindert wird. Insbesondere ersteres ist beim Schweißen nicht der Fall. Zum einen ist die Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffes endlich, weshalb der Temperaturausgleich innerhalb des inhomogen erwärmten Körpers eine gewisse Dauer in Anspruch nimmt. Zum anderen resultiert die inhomogene Temperatursituation im Bauteil aus der Differenz von zugeführtem und sich im Bauteil ausbreitendem Wärmestrom. Weil der zugeführte Wärmestrom eine höhere Leistungsdichte besitzt, kommt es zu einem Wärmestau. Die prozessnahen Bereiche liegen bei höheren Temperaturen als die prozessfernen. Folglich sind auch die thermischen Dehnungen in den beiden Bereichen unterschiedlich groß. Dabei werden die wärmeren

Bereiche in ihrem Ausdehnungsbestreben durch die kälteren behindert. Es bauen sich Druckeigenstressungen auf. Hinzu kommt, dass die Steifigkeit und die Fließgrenze durch die erhöhten Temperaturen im Schweißnahtbereich reduziert sind. Infolgedessen wird der Werkstoff vor²⁹ und neben²⁹ der Schmelzzone plastisch gestaucht (s. Abbildung 4).

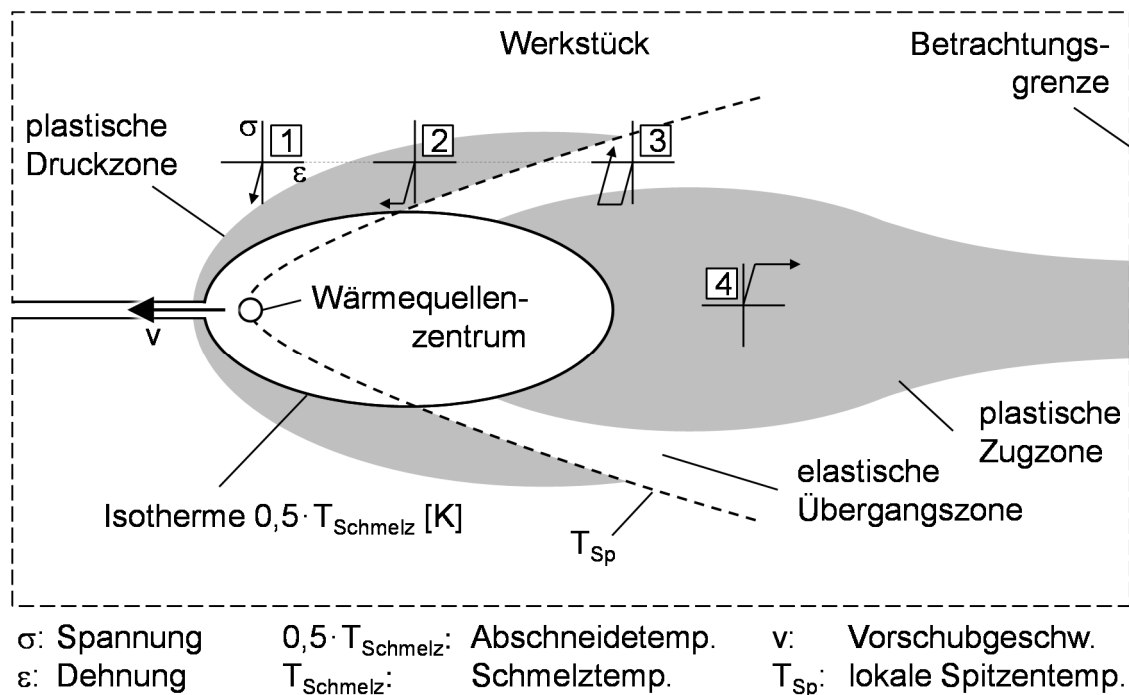


Abbildung 4: Plastische Zonen und lokale Beanspruchungszyklen (1–4) im quasi-stationären Temperaturfeld der sich bewegenden Schweißwärmequelle [RADAJ 2002, S. 99; SCHENK 2011, S. 32]

In dem ellipsenähnlichen Bereich um das Wärmequellenzentrum herum ist aufgrund der stark erniedrigten Fließgrenze der Werkstoff nahezu eigenspannungsfrei. Die umschließende Isotherme kennzeichnet die sogenannte *Abschneidetemperatur* $0,5 \cdot T_{Schmelz}$ [K]. Gerät ein Materialvolumen in diesen Bereich, wird eine bestehende (plastische) Werkstoffhistorie gelöscht [RADAJ 2002, S. 99 f., SCHENK 2011, S. 31 f.]. Die parabelähnliche Strichlinie kennzeichnet die Lage der lokalen Spitzentemperatur T_{Sp} . Demnach erfahren Orte, die vor dieser Kurve liegen, aufgrund der Vorschubbewegung noch einen Temperaturanstieg – die dahinterliegenden einen Temperaturabfall. Dies erklärt das Entstehen der plastischen Druckeigenstressungen

²⁹ bezogen auf die Vorschubrichtung der Wärmequelle

zone vor der T_{Sp} -Kurve (Erwärmung \rightarrow Expansion) und den Wechsel in eine plastische Zugeigenspannungszone dahinter (Abkühlung \rightarrow Kontraktion). Dazwischen liegt ein schmales Band, welches den elastischen Übergang vom Druck- in den Zug-eigenspannungszustand markiert. Die bezifferten Orte verdeutlichen anhand ihres schematisch dargestellten Beanspruchungszyklus den eben beschriebenen Thermo-mechanismus der (plastischen) Dehnungs- und Eigenspannungsentstehung. Die Orte 1 bis 3 haben denselben Abstand zur Schweißnaht. Punkt 4 liegt in einem Bereich, der bis oberhalb der Abschneidetemperatur erwärmt wurde. Dadurch verlor das dort liegende Material seine Beanspruchungshistorie. Die Werkstoffgeschichte entwickelt sich neu und startet aufgrund der kontrahierenden Naht im Zugbereich.

3.3 Schweißverzug

3.3.1 Arten

Abbildung 5 illustriert die theoretischen Grundformen des Schweißverzuges, die sich in der Praxis stets überlagert zeigen. Sie resultieren alle aus einer Schrumpfung der Schweißnaht beim Abkühlen.

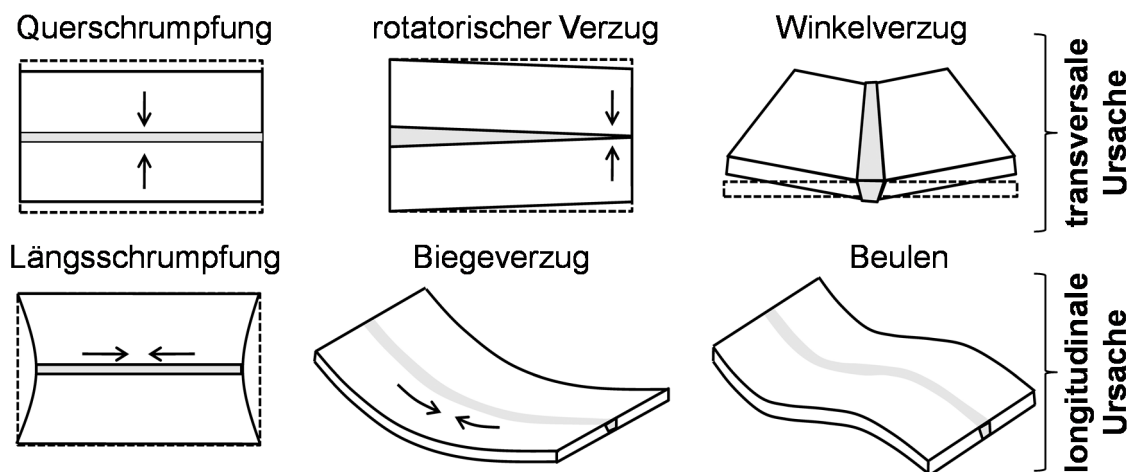


Abbildung 5: Grundlegende Verzugsformen; die Pfeile deuten die Schrumpfungsrichtungen der Schweißnähte beim Abkühlen an [MASUBUCHI 1980; gezeichnet nach SCHENK 2011, S. 34]

Während rotatorischer Verzug sowie Quer- und Längsschrumpfung ebene Schweißformänderungen und deshalb nahezu unabhängig von der Bauteildicke sind, ist die Ausprägung des Beulens sowie des Winkel- und des Biegeverzuges stark von dieser

abhängig. Das Beulen ist insbesondere beim Schweißen von Dünnscheiben eine häufig auftretende Problematik [MICHALERIS 2006; zitiert nach SCHENK 2011, S. 34]. Es wird durch Imperfektionen im Material schlagartig ausgelöst und ist aufgrund der nicht homogenen, unklaren Werkstoffsituation kaum zu beherrschen [MOON 2002, HO 1972; zitiert nach SCHENK 2011, S. 35]. Winkel- und Biegeverzug treten gegenüber den anderen Verzugsarten vornehmlich bei Strukturen mit dickeren Querschnitten auf [MICHALERIS 2006; zitiert nach SCHENK 2011, S. 34]. Sie beruhen auf demselben Mechanismus [SCHENK 2011, S. 34], der nachfolgend aus genannten Gründen³⁰ ausführlich erklärt wird.

3.3.2 Winkelverzug

3.3.2.1 Problematik

Gegenüber den anderen Verzugsformen dominiert maßlich in der Regel der Winkelverzug. Er hat einen signifikanten Einfluss auf die Fertigungsgenauigkeit und steht deshalb im Fokus der Reduktionsbestrebungen [HAN 2002, S. 5, 89; JUNG 2003, S. 1; MOCHIZUKI 2007, S. 265; RAJENDRAN 2011, S. 3404; RAJU 2009, S. 58; SADAT ALI 2012, S. 578 f.; SEYYEDIAN-CHOABI 2012, S. 152; SUDHAKARAN 2010, S. 731; ZHANG 2008, S. 214]. Problematisch wird der Winkelverzug insbesondere dann, wenn Strukturen durch sektionales Fügen aufgebaut werden, wie beispielsweise im Schiffbau. Hierbei kommt es aufgrund der „Fortpflanzung“ (Aufsummierung) von Ungenauigkeiten zu Fluchtfehlern im Fügespalt. Dies zieht Nahtimperfektionen und eine veränderte bzw. reduzierte Struktursteifigkeit nach sich [JUNG 2003, S. 1; SADAT ALI 2012, S. 579; RAJU 2009, S. 58].

3.3.2.2 Entstehungsmechanismus

Wird auf einer Bauteilseite thermische Energie eingebracht und auf der gegenüberliegenden nicht, so entsteht dazwischen ein Temperaturgefälle. Gemäß dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik gleicht der im thermischen Ungleichgewicht stehende Körper die Temperaturdifferenz aus. Dies geschieht nicht instantan, sondern mit endlicher zeitlicher Ausdehnung in Abhängigkeit der werkstoffspezifischen Wärmeleitfähigkeit λ_w . Letztere gibt Auskunft darüber, welche Wärmemenge im Körper bei bestimmten Umgebungsbedingungen (Temperatur und Luftfeuchte) pro

³⁰ s. S. 9

Zeit-, Strecken- und Temperatureinheit übertragen wird. Es kommt zur Ausbildung eines Temperaturgefälles und einer dementsprechenden³¹ Verteilung der thermischen Dehnungen. Abbildung 6 zeigt das Ungleichgewicht an Wärmedehnungen ε_{th} über den Bauteilquerschnitt und wie daraus der Winkelverzug α entsteht.

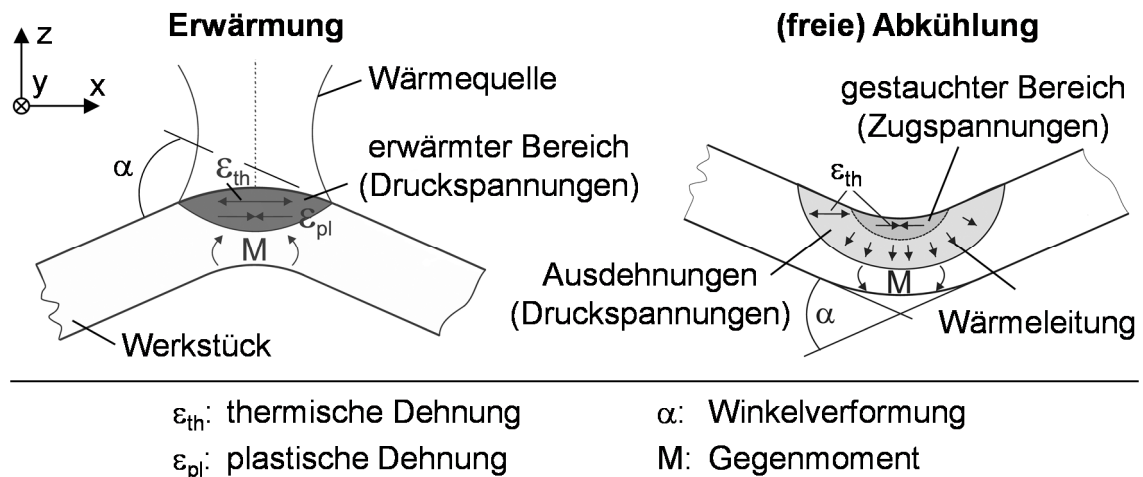


Abbildung 6: Mechanismus der Winkelverzugsausbildung beim Schweißen infolge ungleichmäßiger Erwärmung [VOLLERTSEN 1996; gezeichnet nach HORNFECK 2008, S. 11]

Die inhomogene³² thermische Expansion führt dazu, dass sich eine Biegung von der Wärmequelle weg ergibt (Abbildung 6 links). Der sich dabei einstellende Winkel α wird begrenzt durch die Bauteilsteifigkeit, die maßgeblich durch die noch nicht erwärmten Materialbereiche bestimmt ist. Einer freien Winkelausbildung wirkt das Flächenträgheitsmoment um die y -Achse entgegen. Das hierdurch induzierte Gegenmoment M steigt im selben Verhältnis an wie die Winkelauslenkung, bis die sich dabei ausbildenden Eigenspannungen die Fließgrenze erreichen. Letztere ist aufgrund der Erwärmung erniedrigt, weshalb sich das Gegenmoment durch plastische Verformungen teilweise abbauen kann. Die Winkelauslenkung geht zurück. Unterstützt wird dieser Rückgang durch die thermische Homogenisierung im Querschnitt, da sich das Bauteil dann auch auf der Gegenseite wärmebedingt ausdehnt. Die Vorschubbewegung der Wärmequelle bzw. des Werkstückes unter der Wärmequelle hinweg bedeutet, dass ein lokales Werkstoffvolumen nur kurzzeitig erwärmt wird („wandernde“ Wärmequelle). Die Wärmetransportmechanismen – und dabei

³¹ Der Zusammenhang zwischen (wärmebedingter) Längenänderung und Temperaturänderung ist direkt proportional.

³² bezogen auf die Bauteildicke, d. h. in z -Richtung (Abbildung 6)

insbesondere die Wärmeleitung – führen in den bereits bestrahlten Bereichen zu einem Rückgang der lokalen Maximaltemperatur. Der Bereich kühlt zunehmend ab und die thermischen Dehnungen gehen zurück. Hierbei kontrahiert der Werkstoff und die Winkelauslenkung reduziert sich weiter. Aufgrund der plastisch gestauchten Oberseite (Seite, die der Wärmequelle zugewandt war) geht diese Biegung über das ursprüngliche, vor der Schweißung vorliegende Maß hinaus. Das Werkstück verformt sich nach oben (Abbildung 6 rechts, S. 15) und es bildet sich der Winkelverzug aus. Unter einer 90°-Drehung der Betrachtungsebene um die Wärmequellenachse lässt sich mit demselben Mechanismus die Entstehung des Biegeverzuges erklären.

[HORNFECK 2008, S. 10 f.]

3.3.3 Unklare Ursachen

3.3.3.1 Nahtüberhöhung

In den stark erwärmten Werkstoffbereichen kommt es zu einem erheblichen Steifigkeitsverlust. Da sich das expansionsbedingte Verformungsbestreben des Materials nicht ungehindert im Werkstück ausprägen kann, nehmen die wärmeren und leichter verformbaren Bereiche den Weg des geringsten Widerstandes. Dies ist die Ausdehnungsrichtung aus dem Werkstück heraus. Sofern kein Zusatzwerkstoff eingebracht wurde, muss Material, das die Nahtüberhöhung bildet, in der Naht fehlen. Daraus resultiert wiederum, dass bei einer fehlerfreien Schweißnaht dieses Volumendefizit durch eine Änderung des Stoßwinkels kompensiert wurde. Die Fügeflächen bewegen sich aufeinander zu und schließen somit die „Bilanzlücke“. Abbildung 7 illustriert diese Überlegung und erklärt, wie die Nahtaufwölbung zur Winkelverzug

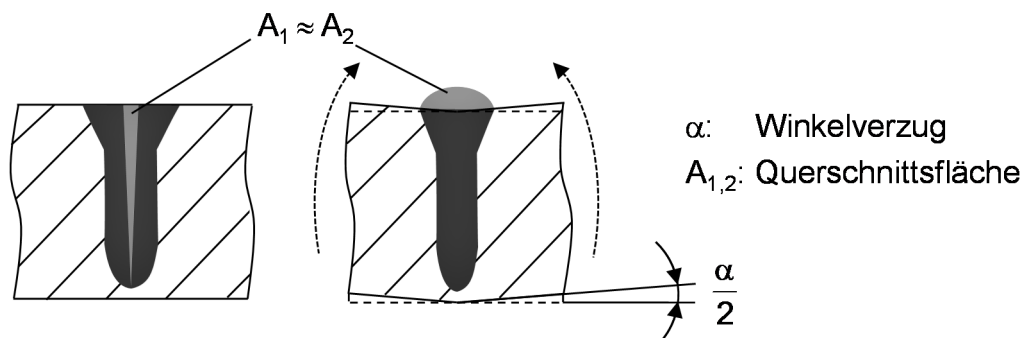


Abbildung 7: Nahtüberhöhung als (eine) Ursache für Winkelverzug

verzugsausbildung beiträgt. Bei der erwähnten Bilanzierung muss berücksichtigt werden, dass ein Teil des Werkstoffes verdampft, sobald der Tiefschweißeffekt auftritt. Der Tiefschweißeffekt wird bei den strahlbasierten Schweißverfahren genutzt, um die Eindringtiefe des Strahles (Laserlicht oder Elektronen) in das Material zu erhöhen. Hierbei geht aufgrund der hohen Energiedichte und der damit verbundenen Temperaturen ein Teil des Materials in den gasförmigen Aggregatzustand über und strömt aus der Schmelze bzw. dem Werkstück heraus.

3.3.3.2 Volumenzunahme

Dem Masseverlust durch Materialverdampfung steht wiederum eine Volumenzunahme bzw. Dichteabnahme im Schweißnahtbereich gegenüber. Die für die Dichteabnahme ursächlichen Vorgänge konnten bislang nicht hinreichend geklärt werden. Dies steht vor dem Hintergrund, dass das Phänomen sowohl bei den umwandlungsfähigen Stählen als auch bei den nicht-umwandlungsfähigen beobachtet wird. Die Dichteabnahme lässt sich daher nicht mit Gefügeumwandlungen begründen. In Abbildung 8 ist dazu eine Modellvorstellung von HILBINGER ET AL. [1995] schematisiert.

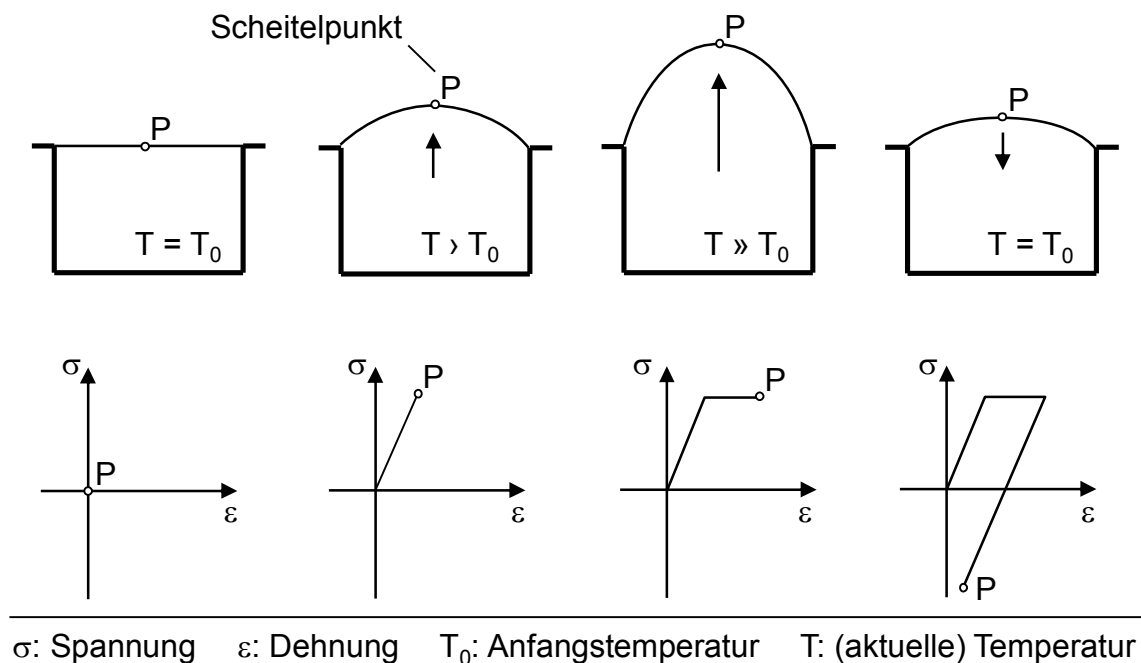


Abbildung 8: Veranschaulichung der Nahtaufwölbung anhand eines elastoplastischen Werkstoffvolumens zwischen unverschieblicher Berandung unter der Wirkung eines Temperaturzyklus mit zugehörigem Beanspruchungsablauf im Scheitelpunkt P [HILBINGER 1995; gezeichnet nach RADAJ 2002, S. 115]

Gezeigt ist ein unverschieblich berandetes Werkstoffvolumen, das einen Temperaturzyklus durchläuft und dabei eine Zunahme erfährt, die bei Erreichen der Ausgangstemperatur teilweise erhalten bleibt. Ausgehend von der Umgebungstemperatur wird der Werkstoff bis zum Aufschmelzen erwärmt. Aufgrund der behinderten Ausdehnung in die Richtungen der unverschieblichen Berandung kommt es im Innern zu einem Eigenspannungsaufbau und am Rand zu einer Aufwölbung der Oberfläche. Dabei wird die Fließgrenze des Materials überschritten und bei Abkühlung auf Umgebungstemperatur bildet sich mit dem Rückgang der thermischen Dehnungen im Scheitelpunkt ein Druckeigenspannungszustand (parallel zur Oberfläche) mit einem plastischen Dehnungsmaß und einer verbleibenden Aufwölbung aus. Mittels experimenteller Untersuchungen an laserstrahlgeschweißten Stumpfstößen aus verschiedenen austenitischen Stählen konnten HILBINGER ET AL. [1995; zitiert nach RADAJ 2002, S. 114] die Richtigkeit ihrer Modellvorstellung indirekt bestätigen. Folglich lässt sich bei einer Einschweißung, wie sie in Abbildung 7 (S. 16) gezeigt ist, die Nahtüberhöhung nicht ausschließlich über eine Änderung des Stoßwinkels erklären. Ein Teil der Aufwölbung kann aus einer Zunahme des Werkstoffvolumens resultieren.

3.4 Schweißeigenstressungen

3.4.1 Definition

Als *Spannungen* werden Kräfte verstanden, die auf eine Flächeneinheit wirken. Herrschen sie in einem Körper vor, ohne dass er einer äußeren Last unterliegt, werden sie als *Eigenstressungen* bezeichnet. Sie sind mit sich selbst im Kräftegleichgewicht. Eigenstressungen, die durch den Schweißprozess verursacht sind, heißen *Schweißeigenstressungen*. Das Voranstellen der Begriffe *transient* und *residual* erlaubt es, zwischen einem temporären und einem finalen Zustand zu differenzieren.

[RADAJ 2002, S. 12]

Ist die Situation des eingespannten Werkstückes von Bedeutung, lassen sich Eigenstressungen in *Zwängungs-* und *Reaktionsspannungen* unterscheiden. Letztere stehen mit den Reaktionskräften an den Lagerstellen im Gleichgewicht und erstere mit sich selbst. Folglich sind für das Entstehen von Reaktionsspannungen auch Lagerbedingungen erforderlich, die das Verformungsbestreben des Bauteiles beim Schweißen und beim Abkühlen behindern. Sie überlagern sich mit den Zwängungs-

spannungen, die unabhängig von einer Abstützung bzw. Lagerung sind und immer auftreten.

[RADAJ 2002, S. 11]

3.4.2 Arten und deren Entstehung

3.4.2.1 Allgemeines

Schweißeigenspannungen bilden sich in Nahtlängs-, Nahtquer- und Nahtdickenrichtung aus. Weil die Werkstückdimensionen in der Regel die Annahme eines ebenen Spannungszustandes rechtfertigen³³, werden Beanspruchungen in Nahtdickenrichtung im Allgemeinen nicht betrachtet. Sie sind gegenüber den Schweißeigenspannungen in der (Platten-)Ebene vernachlässigbar klein [RADAJ 2002, S. 10].

Abbildung 9 (S. 19) schematisiert den Eigenspannungsverlauf, wie er sich typischer Weise nach dem Schweißen von unlegierten, austenitischen Stählen einstellt.

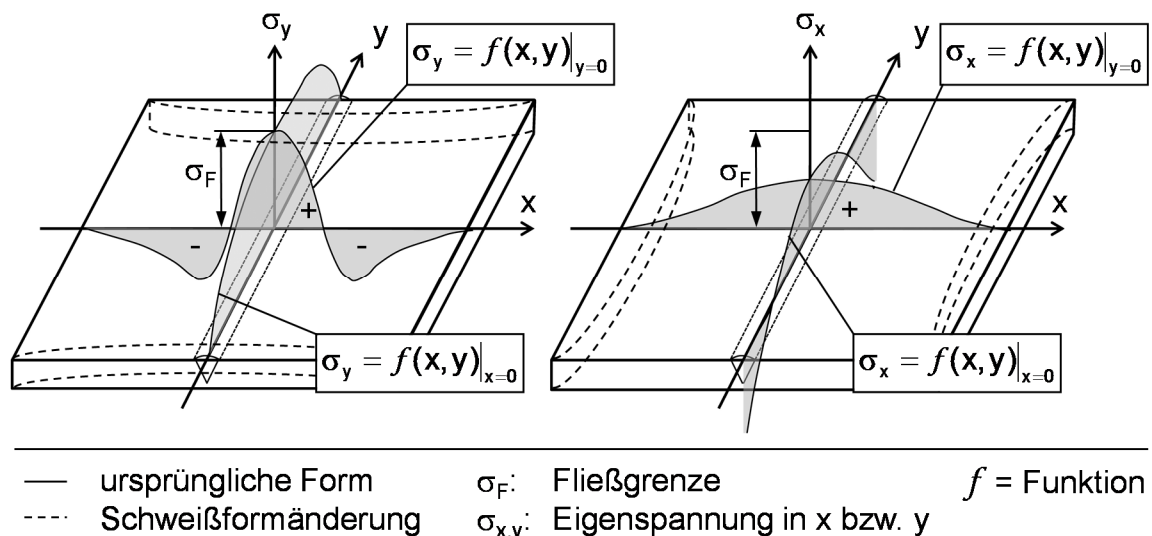


Abbildung 9: Längs- (links) und Quereigenspannungen (rechts) in einer im Stumpfstoß geschweißten Rechteckplatte aus austenitischem Stahl [RAPPE 1974; gezeichnet nach DILTHEY 1995, S. 65]

³³ Für gewöhnlich werden blechförmige Werkstücke gefügt.

3.4.2.2 Längseigenstressen

Die linke Seite der Abbildung 9 (S. 19) zeigt die Verteilung der Längseigenstressen σ_y , die sich aufgrund der Nahtkontraktion in y -Richtung beim Abkühlen ergeben. Für den Nahtbereich bedeutet dies Zugeigenstressen ($\sigma_y > 0$). Sie reichen bis an die Fließgrenze σ_F oder darüber hinaus und gehen im geringen Abstand quer zur Naht in Druckeigenstressen ($\sigma_y < 0$) über. Letztere stellen das mechanische Gleichgewicht her. Die Druckeigenstressen liegen betragsmäßig bei niedrigeren Werten, da sie sich über ein größeres Werkstoffvolumen erstrecken. Zum Nahtanfang und zum Nahtende hin klingen die positiven und damit auch die negativen Längseigenstressen ab, denn Nahtanfang und Nahtende liegen am Bauteilrand – der Grenze des Kontinuums. Jenseits davon wirkt keine Gegenkraft, die mit den Eigenstressen im Gleichgewicht stehen könnte. Das Material unterliegt den Zugeigenstressen und kontrahiert. Es bildet sich die Längsschrumpfung aus.

3.4.2.3 Quereigenstressen

Für die Quereigenstressen σ_x (Abbildung 9 rechts, S. 19) ist entsprechend die Querkontraktion des Nahtbereiches ursächlich. Die Eigenstresswerte sind deutlich niedriger als in Nahtlängsrichtung. Sie liegen weit unterhalb der Fließgrenze. Anders als bei den Längseigenstressen findet der Vorzeichenwechsel im Eigenstressverlauf nicht in Nahtquerrichtung statt, sondern in Nahtlängsrichtung. Er ist eine Folge der longitudinalen Kontraktion. Abbildung 10 (S. 21) erklärt diesen Zusammenhang zwischen Nahtlängskontraktion und Quereigenstressentstehung.

[RADAJ 2002, S. 5 ff.]

Bei gedacht querfreier, das heißt gedanklich längs aufgetrennter Nahtfuge (Abbildung 10 links, S. 21) käme es aufgrund der Nahtlängskontraktion beim Abkühlen zu einem Aufklaffen der Fuge. Da letzteres durch den Werkstoffzusammenhalt unterbunden ist, entstehen Quereigenstressen – negative an den Plattenquerrändern und positive zur Bauteilmitte hin (Abbildung 10 rechts, S. 21). Dieser Quereigenstresszustand wird von Reaktionsspannungen überlagert (nicht gezeigt), denn in der Regel befindet sich das Bauteil beim Schweißen in einer Einspannung. Dadurch ist die Querkontraktion behindert. Es entstehen positive Reaktionsspannungen (→ Beanspruchung auf Zug). Bei sehr steifen Einspannungen kann dies dazu führen, dass auch die Quereigenstressen die Fließgrenze erreichen

oder überschreiten (s. auch Abbildung 9 rechts, S. 19). Dahingegen ist die Entwicklung der Längseigenspannungen nahezu unabhängig von der Einspannsituation.

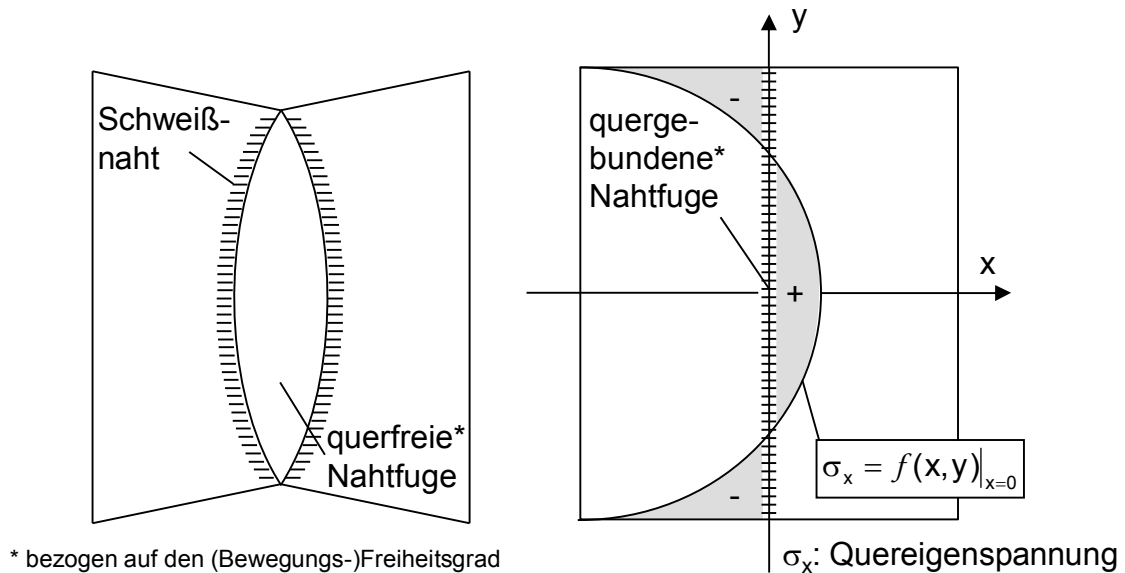


Abbildung 10: Quereigenspannungsentstehung als Folge der Nahtlängskontraktion in einer geschweißten Rechteckplatte [VINOKUROV 1977; gezeichnet nach RADAJ 2002, S. 9]

Mit den vorstehenden Erläuterungen sind die Entstehungsmechanismen bekannt, die zu einer über die Plattendicke konstanten Verteilung der Quereigenspannungen führen. Ihnen überlagern sich weitere Quereigenspannungen, die aus den unterschiedlichen Abkühlgeschwindigkeiten an den Bauteiloberflächen und im Innern resultieren (Abbildung 11).

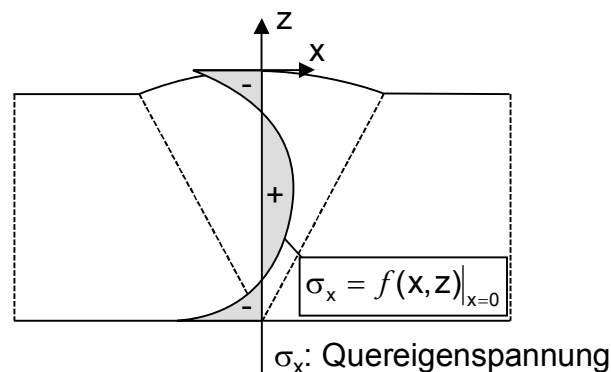


Abbildung 11: Nichtlinearer Anteil der Quereigenspannungen über der Schweißnahtdicke [RADAJ 2002, S. 10]

Die an der Oberfläche liegenden Nahtbereiche kühlen schneller ab als der Nahtkern. Entsprechend stärker kontrahieren die Nahtoberseite und die Nahtunterseite. Ist das Temperaturgefälle hinreichend steil, kommt es zu einem Überschreiten der Fließgrenze in den oberflächennahen Bereichen. Dieser Vorgang ist in der Abbildung bereits abgeschlossen. Sie zeigt den finalen Zustand, wie er sich nach der Abkühlung einstellt. Er ist das Resultat der plastischen Streckung (positive Dehnung), welche die Nahtoberseite und die Nahtunterseite während der Abkühlung erfahren. Mit voranschreitender Temperaturangleichung im Bauteil und Wärmeabgabe an die Umgebung gehen die Wärmedehnungen vollständig zurück. Die oberflächlichen Nahtbereiche wirken gegenüber dem Nahtkern verlängert – letzterer entsprechend verkürzt. Infolgedessen kommt es im Platteninnern zur Ausbildung von Zugeigenstressungen, die nach außen hin in Druckeigenstressungen übergehen.

[RADAJ 2002, S. 9 f.]

3.4.3 Auswirkungen auf die Bauteilqualität

Eigenstressungen stellen aus mehreren Gründen ein Problem dar. Zum einen überlagern sie sich mit den Beanspruchungen, die aus äußeren Lasten resultieren – den Lastspannungen. Dies kann dazu führen, dass sich im Bauteil vorschnell (bezogen auf die Lebensdauer) ein kritischer Beanspruchungszustand einstellt, bei dem der Werkstoff seinen Zusammenhalt verliert³⁴. Zum anderen sind Eigenstressungen problematisch, weil sie ein konserviertes Verformungsbestreben darstellen. Solche Verzugspotenziale können bei nachfolgenden Fertigungsschritten, teils schlagartig, unter einer Form- und Gestaltänderung des Bauteiles freigesetzt werden.

Gegenüber dem Potenzial, Bauteilverformungen auszulösen, ist die Werkstoffschädigung das kritischere Problem, welches von Eigenstressungen ausgeht. Liegen sie als Zugeigenstressungen vor, können sie Risse initiieren und deren Wachstum bzw. Ausbreitung forcieren. Insbesondere der dreiaxige Zugeigenstressungszustand, wie er beim Schweißen in der Naht immer hervorgerufen wird, erhöht dieses Risiko für den Werkstoffzusammenhalt.

³⁴ In manchen Anwendungsfällen ist bereits das Überschreiten der Fließgrenze kritisch, da irreversible Verformungen die Funktionsfähigkeit eines Bauteiles einschränken können.

3.5 Wechselbeziehungen und Abhängigkeiten

3.5.1 Involvierte Größen und deren Zusammenhang

Schweißeigenspannungen und Schweißverzug entstehen nicht getrennt voneinander. Sie wechselwirken in gegenläufiger Weise [DILTHEY 1995, S. 74; RADAJ 2002, S. 12] und stehen über den Einspanngrad in Beziehung zueinander (Abbildung 12).

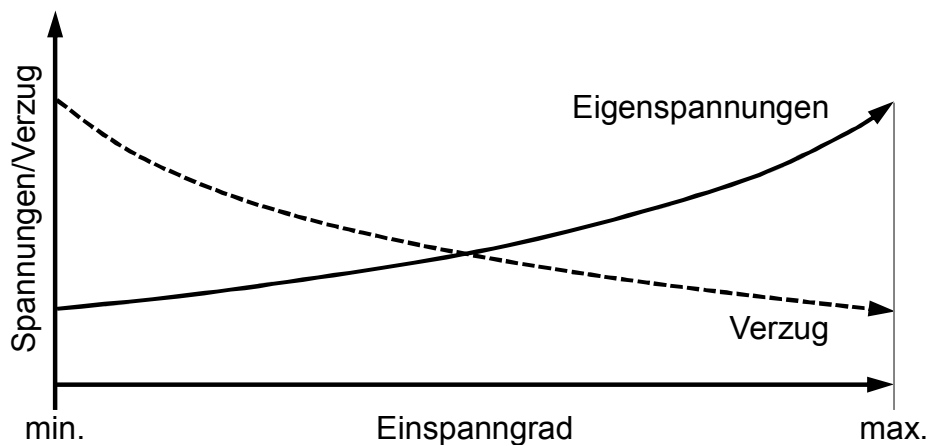


Abbildung 12: Einfluss des Einspanngrades auf die (gegenläufige) Entwicklung von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen [DILGER 2004, S. 4]

Der *Einspanngrad* R_F repräsentiert die Federsteifigkeit der eine reale Bauteilschweißung umgebenden Konstruktion [KANNENGIEBER 2000, S. 3]. Für symmetrische, einlagige Stumpfstöße lässt er sich nach UEDA [1978, S. 15] unter Berücksichtigung eines Geometriefaktors ζ ($= 0 \dots 1$) wie folgt berechnen:

$$R_{F,x} = \zeta \cdot \frac{E \cdot b_D}{L_{E/K}} \quad (3.1)$$

mit

- $R_{F,x}$ in kN/(mm · mm): dem Einspanngrad in Nahtquerrichtung,
- ζ : dem Geometriefaktor zum Einspanngrad nach UEDA,
- E in N/mm²: dem Elastizitätsmodul,
- b_D in mm: der Blechdicke und
- $L_{E/K}$ in mm: der Dehnlänge (Expansion/Kontraktion) in Nahtquerrichtung.

Der Geometriefaktor berücksichtigt mögliche Steifigkeitssprünge zwischen dem Grundwerkstoff (Fügeteile bzw. Bauteil) und der Schweißnaht [KANNENGIEBER 2000, S. 37]. Er ist nach UEDA [1978, S. 15] wie folgt definiert:

$$\zeta = \frac{1}{1 + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{8}{i \cdot \pi} \cdot \left(\frac{\sin\left(i \cdot \pi \cdot \frac{S_D}{b_D}\right)}{i \cdot \pi \cdot \frac{S_D}{b_D}} \right)^2 \cdot \dots} \cdot \frac{1}{\frac{\sin(b_D^2) \cdot i \cdot \pi \cdot \frac{L_{E/K}}{b_D}}{\sin(b_D) \cdot 2 \cdot i \cdot \pi \cdot \frac{L_{E/K}}{b_D} + 2 \cdot i \cdot \pi \cdot \frac{L_{E/K}}{b_D}}} \quad (3.2)$$

mit

i : der Laufvariablen (in der Fourier-Reihe) und
 S_D in mm: der Schweißnahtdicke.

Für eine zahlenmäßige Vorstellung vom Einfluss des Einspanngrades auf die Entwicklung von Verzug und Eigenspannungen lässt sich der *Satoh-Test* heranziehen. Er stellt den maximal erreichbaren Einspanngrad dar: die vollständige Verformungsunterdrückung³⁵. Weil sich anhand der Ergebnisse des Satoh-Testes die wesentlichen Zusammenhänge bei der Entstehung und Entwicklung von Verzug und Eigenspannungen aufzeigen lassen, soll er nachfolgend beleuchtet werden. Die in diesem Zusammenhang erläuterten Mechanismen spielen für das Reduktionsprinzip der im Rahmen der vorliegenden Arbeit vorzustellenden Methode eine wesentliche Rolle. Daran anschließend werden variierende Einspanngrade diskutiert bis hin zur freien Bauteillagerung.

³⁵ bezogen auf eine Dehnungsrichtung (unidirektional)

3.5.2 Einfluss des Einspanngrades

3.5.2.1 Starre Einspannung

Satoh-Test

Beim Satoh-Test wird eine an beiden Stirnseiten eingespannte Rundprobe einer thermischen Last ausgesetzt. Da die Ausdehnung und Schrumpfung in axialer Richtung vollständig unterbunden ist, gilt:

$$\varepsilon_{to} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{th} = 0 \quad (3.3)$$

mit

- ε_{to} : der Gesamt- bzw. totalen Dehnung,
- ε_{el} : dem elastischen Dehnungsanteil,
- ε_{pl} : dem plastischen Dehnungsanteil und
- ε_{th} : dem thermischen Dehnungsanteil.

Ferner gilt nach dem *Hookeschen Gesetz* folgender konstitutiver Zusammenhang:

$$\begin{aligned} \sigma &= E \cdot \varepsilon_{el} = E \cdot (\varepsilon_{to} - \varepsilon_{th} - \varepsilon_{pl}) = E \cdot \left(\underbrace{\varepsilon_{to}}_{=0} - \alpha_{Ex} \cdot \Delta T - \varepsilon_{pl} \right) \\ &= -E \cdot (\alpha_{Ex} \cdot \Delta T + \varepsilon_{pl}) \end{aligned} \quad (3.4)$$

mit

- σ in N/mm²: der wirkenden Spannung,
- E in N/mm²: dem Elastizitätsmodul,
- α_{Ex} in 1/K: dem thermischen Expansionskoeffizienten und
- ΔT in K: der Temperaturänderung.

Mittels der vorstehenden Gleichung lässt sich der Satoh-Test mathematisch beschreiben. Auf der Basis eines elastischen Materialgesetzes ist ein Zusammenhang zwischen den auftretenden Eigenspannungen als Folge einer Temperaturänderung und der plastischen Dehnungen geschaffen. Abbildung 13 (S. 26) illustriert diese Abhängigkeit für ein Material mit isotroper Verfestigung (links) und für eines mit ideal-plastischem Verhalten (rechts).

[HANSEN 2003, S. 16]

Anders als die Probe mit dem ideal-plastischen Materialverhalten (Abbildung 13 rechts) übersteigen die Druckeigenspannungen des verfestigenden Materials die

Fließgrenze bei höheren Temperaturen (Abbildung 13 links). In beiden Fällen gehen bei anschließender Abkühlung die Wärmedehnungen zurück und das Material kontrahiert.

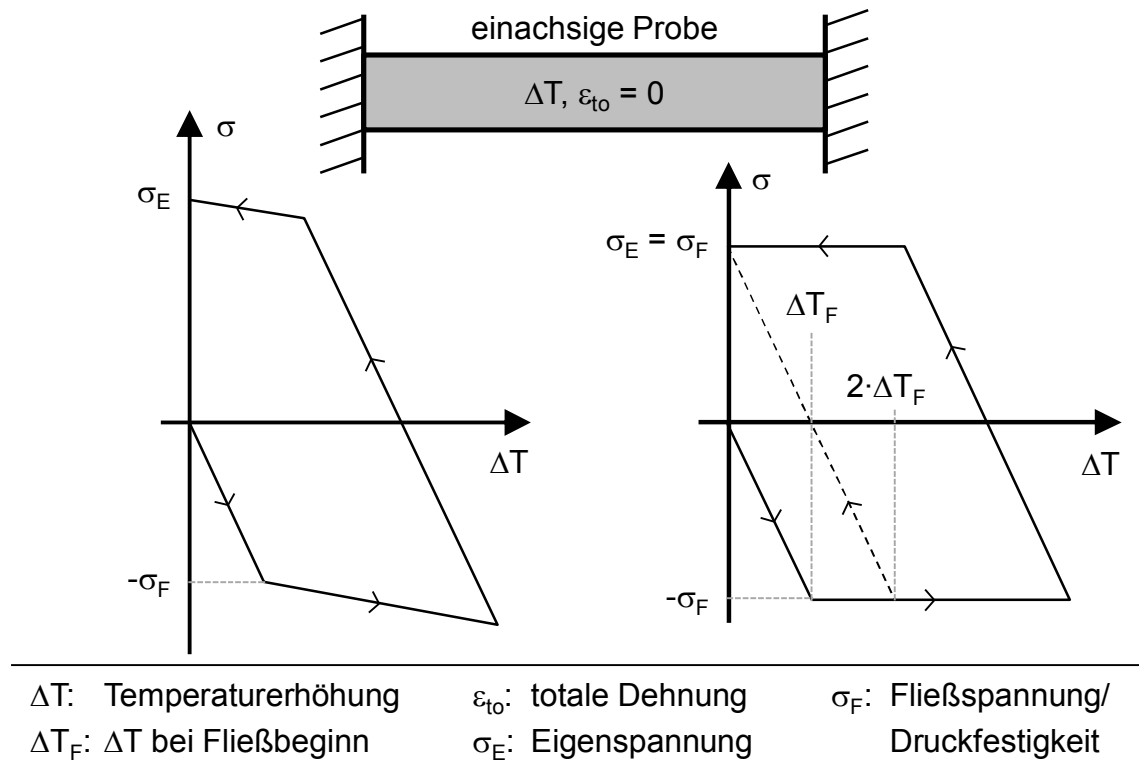


Abbildung 13: Satoh-Test: Spannungsantwort einer fest eingespannten einachsigen Probe, die einer zyklischen Temperaturbelastung ausgesetzt wird; links: isotrope Verfestigung; rechts: ideale Plastizität [HANSEN 2003, S. 16]

Mit $\sigma > 0$ treten die Auswirkungen der vorangegangenen plastischen Stauchung in Erscheinung. Das Material ist kürzer als ursprünglich, weshalb sich bei weiterer Abkühlung Zugeigenstressen ausbilden. Vorausgesetzt die Temperaturen beim Erwärmen waren hoch genug, erreichen auch die Zugeigenstressen die Fließgrenze (Abbildung 13 rechts) bzw. überschreiten sie (Abbildung 13 links). Nach Gleichung (3.4) (S. 25) lässt sich die für das Erreichen der *Quetschgrenze*³⁶ benötigte Temperaturerhöhung errechnen zu

³⁶ s. Fußnote 7 (S. XXII) sowie Anhang A1 (S. 197)

$$\Delta T_F = \frac{\sigma_F}{E \cdot \alpha_{Ex}} . \quad (3.5)$$

Danach ergibt sich beispielsweise für einen typischen Baustahl³⁷ ΔT_F zu 83 °C. Mit Blick auf Abbildung 13 rechts (S. 26) führen demnach 166 °C (= 2 · ΔT_F) zu einem kritischen Spannungs-Dehnungs-Zustand. Hieraus resultieren nach vollständiger Abkühlung Zugeigenspannungen, die bis an die Streckgrenze reichen.

Das Modell des Satoh-Testes erlaubt es, die Längseigenspannungen in geschweißten Strukturen in guter Näherung abzuschätzen. Hinsichtlich der Freiheitsgrade sind die Bedingungen in der Schweißnaht ähnlich denen, wie sie in einer starren Einspannung vorherrschen.

[HANSEN 2003, S. 16]

Berücksichtigung des Fließgrenzenabfalles bei höheren Temperaturen

Die vorstehenden Überlegungen gelten für Temperaturbereiche weit unterhalb des Schmelzpunktes der eingespannten Probe. Zu einem gewissen Grade war es deshalb zulässig, den Abfall der Fließgrenze bei steigenden Temperaturen zu vernachlässigen. Hingegen müssen bei höheren Temperaturen die Änderungen in den elastoplastischen Eigenschaften des Werkstoffes berücksichtigt werden, da sie einen signifikanten Einfluss auf den sich ausbildenden Eigenspannungszustand haben. Um auch dies diagrammhaft zeigen zu können, wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit eine Simulation des Satoh-Testes aufgesetzt³⁸, bei dem die Probe auch höhere Temperaturen erfährt. Neben der Fließgrenze waren in dem Finite-Elemente-(FE)-Modell auch alle weiteren thermophysikalischen und thermomechanischen Werkstoffkennwerte³⁹ in Abhängigkeit der Temperatur bis 1100 °C hinterlegt⁴⁰. Das Ergebnis der Simulation ist in Abbildung 14 (S. 28) gezeigt. Es gelten die gleichen Zusammenhänge wie in Abbildung 13 (S. 26). Sie sind um den Effekt des wärmebedingten Fließgrenzenabfalles erweitert. Er führt bei Temperaturen über 400 °C zu einem stetigen Abbau der transienten Druckeigenspannungen (T_2). Zuvor wurde bei T_1 die Quetschgrenze überschritten. Von da an entwickeln sich plastische Stauchungen. Beim Abkühlen kontrahiert die Probe aufgrund der schwindenden thermischen Dehnungen. Da die Probe gegenüber ihrer ursprünglichen Länge verkürzt ist

³⁷ $E = 207000 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_F = 207 \text{ N/mm}^2$, $\alpha_{Ex} = 12 \cdot 10^6 \text{ K}^{-1}$ [HANSEN 2003, S. 16]

³⁸ gemäß dem Vorbild von BÖRJESSION & LINDGREN [BÖRJESSION 2001; zitiert nach RADAJ 2002, S. 312 f.]

³⁹ Die Details lassen sich bei Bedarf auf S. 161 f. nachlesen. An dieser Stelle sind sie für das Verständnis des zu erläuternden Sachverhaltes nicht erforderlich.

⁴⁰ Daten für höhere Temperaturen waren nicht verfügbar. Die Schmelztemperatur liegt bei 1430 °C.

(dies zeigt sich erst beim Ausspannen), bauen sich Zugeigenstressen auf, die bei T_3 die Streckgrenze überschreiten. Ein Großteil der plastischen Stauchungen wird so wieder abgebaut. Nach vollständiger Abkühlung verbleiben plastische Stauchungen, die einen ausgeprägten Zugeigenstresszustand verursachen.

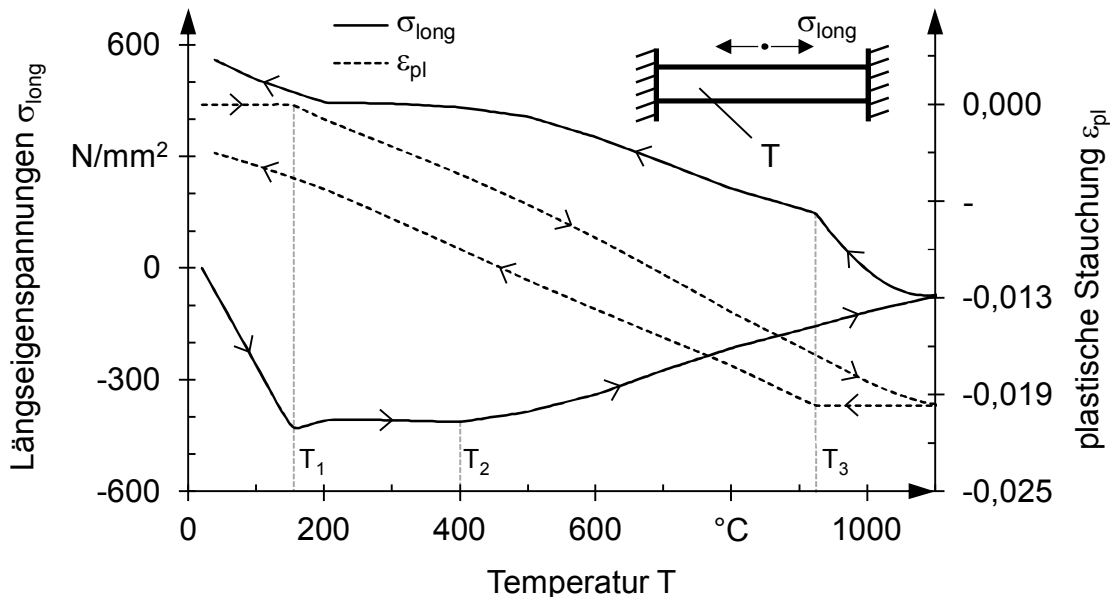


Abbildung 14: Längseigenstressen und plastische Stauchungen in Abhängigkeit der Temperatur bei Erwärmung und Abkühlung einer starr eingespannten Stahlprobe (keine Gefügeumwandlungen); Berechnung mittels der Finite-Elemente-Methode nach dem Vorbild von BÖRJESSON und LINDGREN [BÖRJESSON 2001; gezeichnet nach RADAJ 2002, S. 312]

3.5.2.2 Flexible Einspannung

In der Regel reagieren industriell zum Einsatz kommende Einspannsysteme deutlich nachgiebiger als eine starre Einspannung, wie sie im Satoh-Test appliziert wird. Quantifizieren lässt sich dies durch den im Kontext von Abbildung 12 (S. 23) angesprochenen Einspanngrad. Er spiegelt die systemumfassende Steifigkeit der Spannvorrichtung wider [KANNENGIEBER 2000, S. 3] und bestimmt im wesentlichen Maße, wie sich Schweißverzug und Schweißeigenstressen entwickeln. Neben der Nachgiebigkeit des Spannmittels ist der Einspanngrad von der Positionierung der Spannflächen auf dem Bauteil abhängig. Dabei ist insbesondere deren Lage relativ zur Naht von Bedeutung. Je größer der Abstand zwischen Spannstelle und Naht ist,

desto stärker kommt die Bauteilnachgiebigkeit zum Tragen. Die Systemsteifigkeit⁴¹ reduziert sich und dem thermisch bedingten Verformungsbestreben kann weniger Widerstand entgegengesetzt werden. Den Zusammenhang zwischen Spannflächenposition und finalem Winkelverzug illustriert Abbildung 15.

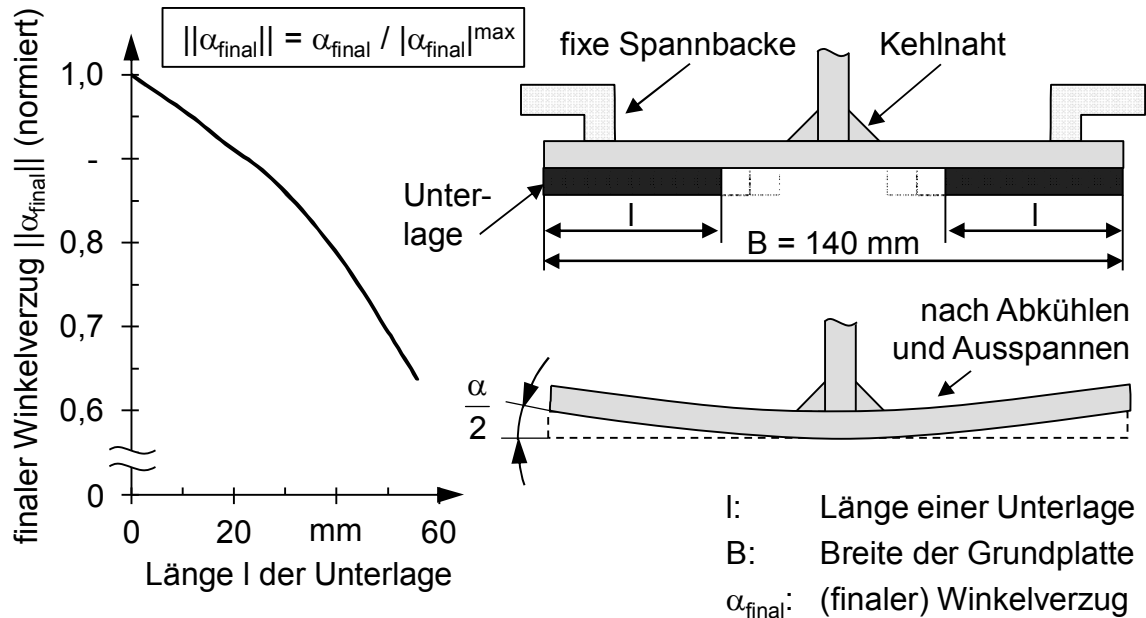


Abbildung 15: Links: am FE-Schrumpfkraftmodell berechneter und experimentell validierter Winkelverzug (auf Maximalwert normiert) eines geschweißten T-Stoßes in Abhängigkeit der Länge l der Unterlage; rechts: schematisierte Situation der Einspannbedingungen [SCHENK 2011, S. 138, 140]

Die Ergebnisse zeigen, dass ausgehend von einem nicht eingespannten Bauteil mit maximalem Winkelverzug, das heißt $\|\alpha\| = 1$, sich dieser umso stärker reduziert, je weiter die Auflage hin zur Naht verlängert wird. Bei durchgängiger Auflage lässt sich der Winkelverzug um mehr als 35 % verringern [SCHENK 2011, S. 140]. Hingegen steigen die Eigenspannungen und insbesondere die Quereigenspannungen an (nicht gezeigt).

⁴¹ Die Systemsteifigkeit umfasst die Bauteilsteifigkeit, die sich wiederum aus einem Geometrieterm und einem (temperaturabhängigen) Werkstoffterm zusammensetzt, und die Steifigkeit, die aus der Werkstück-einspannung resultiert.

3.5.2.3 Freie Lagerung

Ein von STAUBACH ET AL. [2006, S. 520 ff.] durchgeführter (Real-)Versuch demonstriert die Auswirkungen einer freien Lagerung auf den transienten Winkelverzug (Abbildung 16).

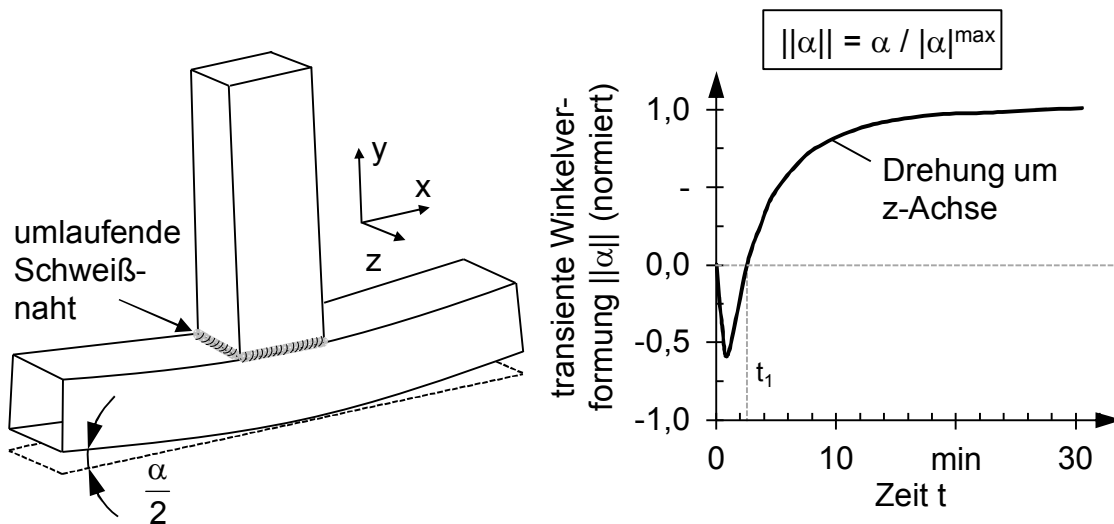


Abbildung 16: Links: finaler Winkelverzug an einem Profil-T-Stoß aus austenitischem Stahl (1.4301) nach Lichtbogenschweißung mit umlaufender Naht; rechts: zugehörige Entwicklung des Winkelverzuges über die Zeit [STAUBACH 2006, S. 520, 522]

Das abgebildete Bauteil ist ein aus zwei Rechteckprofilen gefügter T-Stoß aus 1,5 mm dickem austenitischem Stahl⁴² (Abbildung 16 links). Die umlaufende Naht wurde in vier Segmente aufgeteilt und mittels Lichtbogenschweißen hergestellt. Zwischen den einzelnen Segmentschweißungen lag jeweils ein zeitlicher Abstand von zehn Sekunden. Das Bauteil konnte frei abkühlen und befand sich in keiner Einspannung. Die sich ausbildenden Verformungen wurden mittels induktiven Wegaufnehmern über die Zeit erfasst und in eine Biegung um die z-Achse umgerechnet (Abbildung 16 rechts). Der anfänglich fallende Verlauf im Diagramm kennzeichnet den Zeitbereich des Energieeintrages. Währenddessen biegt sich der T-Stoß von der Wärmequelle weg, das heißt nach unten. Unmittelbar nach Beendigung der letzten Schweißung beginnt das Bauteil sich nach oben zu verformen.

⁴² Werkstoff-Nr. 1.4301

Nach ca. $t_1 = 2,5$ min stehen Schrumpfung und thermische Dehnung im längenbezogenem Gleichgewicht, das heißt $\alpha(t_1) = 0$. Der endgültige Verzug stellt sich nach ca. 30 min ein.

[STAUBACH 2006, S. 522]

3.6 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung

Mit diesem Kapitel sind die grundlegenden Entstehungsmechanismen von *Schweißverzug* und *Schweißeigenspannungen* erklärt. Durch die Behinderung der thermischen Expansion und der thermischen Kontraktion im Bauteil beim Schweißen und beim Abkühlen werden Werkstoffbereiche irreversibel verformt. Es entsteht Verzug. Weil sich die durch das Schweißen ausgelösten plastischen Verformungen inhomogen über das Bauteil erstrecken, entstehen auch Eigenspannungen. Beide Störgrößen stehen über dem Einspanngrad in gegenläufiger Beziehung zueinander. Diesen Zusammenhang weitestgehend aufzulösen, ist ein Ziel der *Reduktionsverfahren*. Auf diese Weise sollen die Verfahren sowohl den Schweißverzug als auch die Schweißeigenspannung reduzieren. Die wichtigsten unter ihnen werden im nächsten Kapitel vorgestellt. Ein besonderes Augenmerk liegt dabei auf der Darstellung der jeweils ausgenutzten Reduktionsmechanismen. Dies ermöglicht mit Blick auf die Mechanismen, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit angewandt bzw. entwickelt werden, zum einen ein besseres Verständnis für die zugrundeliegenden strukturmechanischen Effekte bzw. Vorgänge im Bauteil und zum anderen eine differenzierende Sicht auf die existierenden und das hier vorzustellende Verfahren.

4 Reduktionsverfahren

4.1 Allgemeines

In Kapitel 3 (S. 11 ff.) wurde die Natur des hier behandelten Problems beschrieben. Damit sind die Entstehungsmechanismen von Schweißverzug und Schweißelastizitäten bekannt. Ferner ist nun verstanden, wie und weshalb diese beiden Störgrößen über dem Einspanngrad in gegenläufiger Wechselwirkung miteinander stehen. Innerhalb dieses Kapitels werden die Methoden bzw. die Reduktionsverfahren vorgestellt, mittels derer derzeit versucht wird, das Problem weitestgehend zu lösen.

4.2 Einteilung

Die existierenden Reduktionsverfahren lassen sich gemäß ihres Wirkmechanismus in mechanische und thermische Methoden unterteilen [ALTENKIRCH 2009B, S. 57 f.]:

Mechanische Methoden

Laserschock- und Kugelstrahlen

Beide Verfahren gehören zu den *Verdichtungsstrahlverfahren*. Sie induzieren in den oberflächennahen Bereich des Werkstückes einen Druckeigenstresszustand, der sich positiv auf die Lebensdauer des Bauteiles auswirkt (→ wirkt riss-schließend).

[HAMMERSLEY 2000; RANKIN 2003; EVANS 2005; ALI 2007; HATAMLEH 2007]⁴³

Vibrationsentspannen

Hierbei werden den Eigenstressungen Lastspannungen überlagert, die aus einer aufgeprägten Schwingbeanspruchung resultieren. Dadurch kommt es zu lokalen Überschreitungen der Fließgrenze. Die Eigenstressungen reduzieren sich um den Betrag der Schwingbeanspruchung.

[MASUBUCHI 1980]⁴³

Globales Strecken durch Zugvorspannen

Bei diesem Verfahren wird an den zu schweißenden Fügeteilen bzw. am geschweißten Bauteil eine Zuglast in Nahtlängsrichtung aufgebracht. Die resultie-

⁴³ wesentliche Arbeiten zum genannten Verfahren

renden Zugspannungen führen beim Schweißen dazu, dass gegenüber dem ausschließlich geschweißten Zustand weniger Materialvolumen eine plastische Verformung erfährt. Wird die Last nach dem Schweißen appliziert, überlagern die lastbedingten Zugspannungen die vorherrschenden positiven Eigenspannungen. Die Fließgrenze wird örtlich überschritten, was einen Abbau von Eigenspannungsspitzen bewirkt.

[STARON 2004; WILLIAMS 2006; RICHARDS 2008A]⁴³, S. 33

Lokales Strecken durch Walzen

Beim *lokalen Strecken* wird eine Walze senkrecht auf die Nahtoberfläche gepresst und über die Nahtlänge abgewälzt. Das Material darunter verformt sich plastisch und expandiert aufgrund der Volumenkonstanz quer zur Belastungsrichtung. Diese Ausdehnung in der Ebene entlastet vorliegende Zugeigenspannungen.

[LIU 1996; YANG 1998; WEN 2010]⁴³, S. 33

Thermische Methoden

Applizieren von (zusätzlichen)⁴⁴ Wärmequellen und/oder -senken

Bei diesen Verfahren werden Wärmesenken und/oder zusätzliche⁴⁴ Wärmequellen eingesetzt, die durch ihre Anordnung relativ zur Schweißnaht im Nahtbereich Zugspannungen induzieren. Analog dem *globalen mechanischen Strecken* (s. zuvor) führen die gezielt eingebrachten Zugspannungen beim Schweißen dazu, dass gegenüber dem ausschließlich geschweißten Zustand weniger Materialvolumen plastisch verformt wird.

[GUAN 1994; MICHALERIS 1997; VAN DER AA 2006; VAN DER AA 2007; RICHARDS 2008B; WILLIAMS 2008]⁴³, S. 33

Globales oder lokales Vorwärmen

Durch das globale Vorwärmen des Werkstückes bzw. das lokale Vorwärmen der nahtnahen Werkstoffbereiche wird der sich beim Schweißen einstellende Temperaturgradient im Bauteil reduziert (→ *thermisches Homogenisieren*). Dieser Effekt wird vor dem Hintergrund genutzt, dass es die inhomogene Bauteilerwärmung beim Schweißen ist, aus der Eigenspannungen resultieren.

[MICHALERIS 1997; WILLIAMS 2008]⁴³, S. 33

Nachwärmen

Das *Nachwärmen* erfolgt nach dem Schweißen. Anders als beim *Vorwärmen*, das

⁴⁴ neben der Schweißwärmequelle (Primärwärmequelle)

auch lokal appliziert werden kann, wird bei der Post-Prozess-Variante stets das ganze Werkstück erwärmt. Das Bauteil dehnt sich gesamthaft aus, weshalb auch die Schweißnaht eine Streckung erfährt. Bei ausreichend hohen Temperaturen lässt sich auf diese Weise der verkürzte Nahtbereich plastisch strecken. Zudem setzt bei höheren Temperaturen (plastisches) *Kriechen* ein, was den Eigenspannungsabbau weiter forciert.

[WILLIAMS 2008]⁴³, S. 33

Von den hier genannten Methoden bzw. Verfahren sollen die wichtigsten innerhalb dieses Kapitels beleuchtet werden. Ein besonderes Augenmerk gilt dabei der technischen Umsetzung der nachfolgend erläuterten Wirkprinzipien. Im Wesentlichen handelt es sich um zwei Prinzipien, von denen eines oder beide den Reduktionsverfahren zugrunde liegen.

4.3 Wirkprinzipien

Für die Schweißverzugs- und Schweiß Eigenspannungsreduktion nennt ALTENKIRCH [2009B, S. 58] zwei fundamentale Wirkprinzipien:

- 1.a) Verkleinerung des plastisch gestauchten Volumens vor dem Wärmequellezentrum (s. auch Abbildung 4, S. 12)
- 1.b) Vergrößerung des plastisch gestreckten Volumens hinter dem Wärmequellezentrum (s. auch Abbildung 4, S. 12)

Letzteres soll die Materialschrumpfung kompensieren, die unmittelbar hinter der Prozesszone einsetzt. Ein ähnlicher Ausgleichseffekt lässt sich auch nach dem Schweißen und Abkühlen durch plastisches (Über-)Strecken⁴⁵ erreichen.

Die vorstehenden Prinzipien sind ähnlich denen, die PILIPENKO [2002, S. 157] nennt:

- 2.a) Reduzierung der plastischen Dehnungszone und der Höhe plastischer Dehnungswerte während der Erwärmungsphase
- 2.b) Einbringen positiver plastischer Ausgleichsdehnungen während oder nach der Abkühlphase

⁴⁵ Hierbei werden den hohen Zugeigenspannungen in der abgekühlten Schweißnaht Lastspannungen überlagert. Es kommt zu einem Eigenspannungsabbau durch (plastisches) Fließen.

Eine Reduktion der Eigenspannungen lässt sich demnach auf zwei Wegen erreichen (a & b): Auf dem ersten sind die Bedingungen beim Schweißen so zu gestalten, dass sich möglichst wenig Materialvolumen durch die thermische Expansion plastisch verformt (a). Auf dem zweiten werden die plastischen Stauchungen durch Ausgleichsdehnungen kompensiert (b).

4.4 Mechanische Verfahren

4.4.1 Allgemeines und Überblick

Anders als die thermischen Methoden zur Schweißverzugs- und Schweißeigenspannungsbeherrschung nutzen die mechanischen keine Wärmedehnungen für den Reduktionseffekt. Das Bauteil erfährt durch das Reduktionsverfahren keine wesentliche Temperaturbeeinflussung. Aus diesem Grund zählt auch das *Laserschockstrahlen* zu den mechanischen Methoden. Zwar beruht dieses Verfahren auf einem thermischen Ereignis, jedoch ist der dabei ausgenutzte Reduktionseffekt mechanischer Natur. Im nachfolgenden Abschnitt 4.4.2 (S. 36 ff.) wird dieses Verfahren, welches dem *Verdichtungsstrahlen* zugeordnet ist, näher beschrieben. Zuvor soll auf die konventionelle Variante des Verdichtungsstrahlens eingegangen werden – auf das *Kugelstrahlen*. Beiden Verfahren ist gemein, dass sich ihre Wirkung auf den oberflächennahen Bauteilbereich beschränkt. Verfahren mit ausgeprägter Tiefenwirkung werden in den zwei daran anschließenden Abschnitten vorgestellt. Dabei lässt sich beim *global mechanischen Strecken* (Abschn. 4.4.3, S. 39 ff.) genaugenommen nicht von einer *Tiefenwirkung* sprechen. Der Lastvektor steht nicht senkrecht auf der Oberfläche, sondern liegt parallel zur Naht. Es wird dem gesamten Bauteil eine longitudinale Zugbeanspruchung überlagert. Hingegen ist beim *lokalen Strecken mittels Walzen* (Abschn. 4.4.4, S. 43 ff.) die Wirkrichtung dieselbe wie beim *Laserschock-* und beim *Kugelstrahlen*. Der Lastvektor steht senkrecht auf der Oberfläche des Bauteiles und zeigt in dieses hinein. Die höhere Tiefenwirkung des *lokalen Streckens* gegenüber dem *Verdichtungsstrahlen* wird durch die großen Kräfte erreicht, mit denen die Walze auf das Werkstück gepresst wird.

4.4.2 Verdichtungsstrahlen

Das *Verdichtungsstrahlen* ist ein Verfahren zur Oberflächenbehandlung von Bauteilen. Dabei werden Druckeigenspannungen in die oberflächennahen Materialbereiche induziert. Sie üben einen stabilisierenden Effekt auf das Dauerschwing- und das

Spannungsrissskorrosionsverhalten aus. Zwar werden die wesentlichen Druckeigen-
spannungen nur wenige zehntel Millimeter tief in das Bauteil induziert, jedoch ist
dies zumeist ausreichend, da Ermüdungsrisse für gewöhnlich an der Oberfläche ent-
stehen [MOLZEN 2000, S. 1]. Auf diese Weise lässt sich die Lebensdauer eines dy-
namisch beanspruchten Bauteiles signifikant erhöhen.

Kugelstrahlen

Den Effekt des *Kugelstrahlens* auf die Lebensdauer von geschweißten Strukturen
zeigten unter anderen MOLZEN und HORNBACH [MOLZEN 2000, S. 1 ff.] auf. Sie
machen auf die hohe Relevanz einer zugeignungs-freien Bauteiloberfläche für
eine Erhöhung der Dauerfestigkeit aufmerksam. In ihren Untersuchungen demonst-
rieren sie eindrucksvoll, wie sie mittels des *Kugelstrahlens* den oberflächennahen
Bereich eines geschweißten Bauteiles nicht nur von Zugeignungs-
spannungen befreien, sondern darüber hinaus einen signifikanten Druckeignungs-
zustand aufbauen (Abbildung 17).

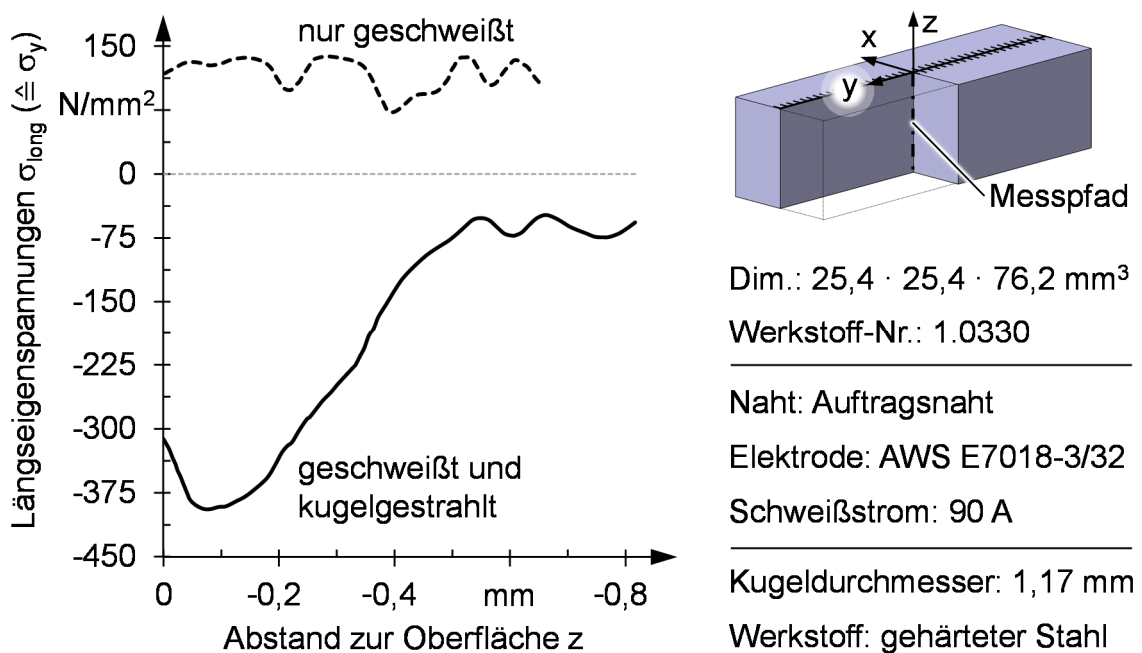


Abbildung 17: Gegenüberstellung der gemessenen Eigenspannungen in einem Lichtbogen-geschweißten Stahlbauteil vor und nach dem Kugelstrahlen; gemessen wurde mittels Röntgendiffraktometrie in der Mitte des Bauteiles und definierten Abständen zur Oberfläche [MOLZEN 2000, S. 4]

Das Prinzip beim *Kugelstrahlen* basiert auf einer plastischen Verdichtung des Mate-
rials, die durch den Einschlag des kugelförmigen Strahlmittels hervorgerufen wird.

Beim Auftreffen schlägt die Kugel einen kalottenartigen Abdruck in die Oberfläche des Werkstückes. Weil der Kalottenrand einer Aufwölbung gleichkommt, vergrößert sich die Oberfläche. Dies bedeutet eine Streckung der obersten Materialschicht und es entstehen Zugeigenspannungen. Letzteren stehen aufgrund der Gleichgewichtsbedingungen entsprechend große Druckeigenspannungen im Innern des Bauteiles gegenüber. Durch die Überlappung mehrerer Kalotten bildet sich ein gleichmäßiger Druckeigenspannungszustand in der Bauteilrandzone aus. Ein Nachteil dieses Verfahrens ist die massive Beeinflussung der Oberflächenrauheit.

[MIC 2005, S. 4]

Laserschockstrahlen

Der Mechanismus, der beim *Laserschockstrahlen* ausgenutzt wird, ist ein grundlegend anderer. Hierbei werden die Druckeigenspannungen durch Schockwellen in das Werkstück eingebracht. Ein gepulster Laser aktiviert eine Ablationsschicht, zum Beispiel einen schwarzen Lack oder eine schwarze Folie, die von einem transparenten Medium, zum Beispiel Wasser, überdeckt ist. Die Laserstrahlenergie wird größtenteils von der Ablationsschicht absorbiert, welche daraufhin schlagartig unter Ausbildung eines Plasmas verdampft. Das Plasma wird durch das Werkstück auf der einen und das Medium auf der anderen Seite bei seiner Ausdehnung stark behindert. Es entsteht ein Druckimpuls, der sich in Form einer Schockwelle durch das Werkstück bewegt. Dies verursacht Druckverformungen, die zum Teil als Druckeigenspannungen im Bauteil verbleiben.

[ALTENKIRCH 2009B, S. 62; HAMMERSLEY 2000; ZHANG 2005; HATAMLEH 2007]

Der Vorteil des *Laserschockstrahlens* gegenüber dem *Kugelstrahlen* ist die höhere Tiefenwirkung bei minimaler Kaltverfestigung der Randzone [MIC 2005, S. 47]. HAMMERSLEY ET AL. [2000] stellten an zwei identischen Proben aus Stahl einen Vergleich der Verfahren bezüglich der Tiefenwirkung an (Abbildung 18, S. 39). Die maximalen Druckeigenspannungen liegen für beide Verfahren bei ähnlichen Werten. Dahingegen werden beim *Laserschockstrahlen* die Eigenspannungen in ein wesentlich größeres Materialvolumen induziert. Unabhängig davon gilt für beide Verfahren, dass der eingebrachte Druckeigenspannungszustand an der Oberfläche die Rissinitiierung und das Risswachstum verzögert, was die Lebensdauer entsprechend verlängert [ALTENKIRCH 2009B, S. 62; EVANS 2005; JAMES 2007]. Allerdings stehen Druckeigenspannungen stets Zugeigenspannungen gegenüber (→ mechanisches Gleichgewicht). Für die Lebensdauer von geschweißten Bauteilen kann dies zu einem kritischen Problem werden, da die aus dem *Verdichtungsstrahlen* resultierenden Zugeigenspannungen den schweißbedingten Zugeigenspannungszustand über-

lagern. Dies kann die Lebensdauer wiederum reduzieren. Daher sind die Oberflächenbehandlungsverfahren zur positiven Beeinflussung des schweißbedingten Eigenspannungszustandes mit Sorgfalt einzusetzen.

[ALTENKIRCH 2009B, S. 62]

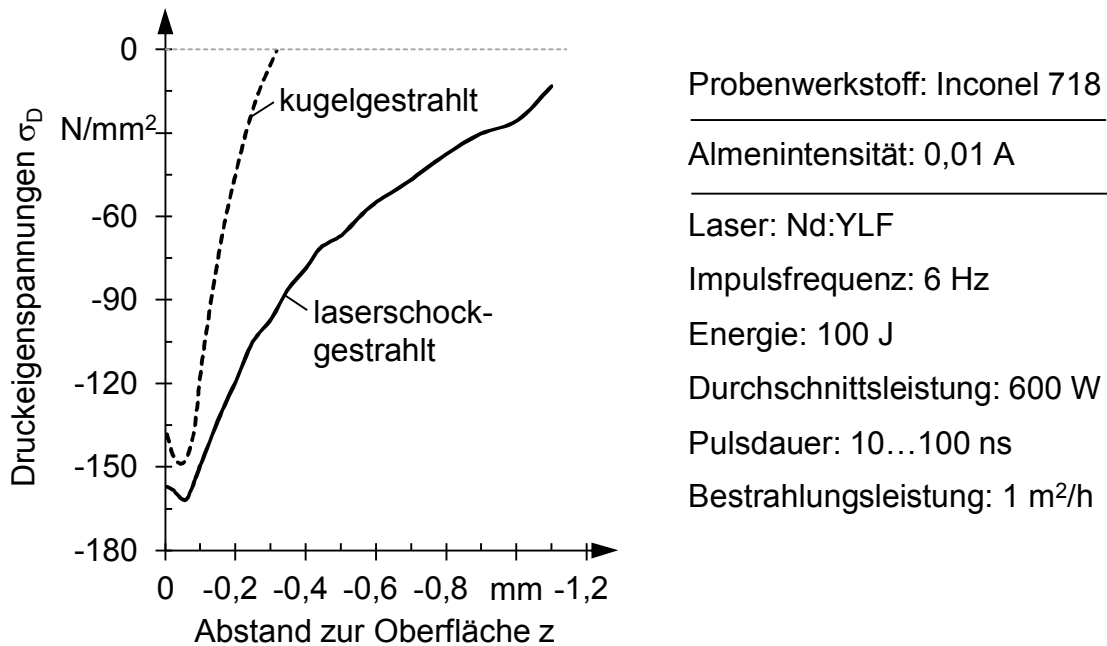


Abbildung 18: Gegenüberstellung der gemessenen Eigenspannungen in einem laserschock- und einem kugelgestrahlten Stahlbauteil (Werkstoff-Nr. 2.4668) [HAMMERSLEY 2000, S. 335]; auf die Eigenspannungen wurde mittels des Kugelstrahl-Teststreifen-Verfahrens (Almen-Messstreifen [MIC 2005, S. 41]) zurückgeschlossen

4.4.3 Globales Strecken durch Zugvorspannen

Das *global mechanische Strecken*, auch als *Fernfeld-Strecken* bezeichnet [RICHARDS 2008A, S. 352], kann sowohl nach dem Schweißen als auch währenddessen durchgeführt werden. Das Verfahren setzt die von PILIPENKO [2002, S. 157] und ALTENKIRCH [2009B, S. 58] genannten zwei Grundprinzipien⁴⁶ konsequent um. Hierzu wird das Bauteil in Nahrichtung, also longitudinal, elastisch gedehnt. Der resultierende Zugspannungszustand führt beim Schweißen dazu, dass sich die plastische Druckzone vor dem Wärmequellenzentrum reduziert (sie wird entzerrt) und die plastische Zugzone dahinter vergrößert (sie wird zusätzlich gestreckt). Auf diese

⁴⁶ s. S. 35

Weise lässt sich gegenüber dem ausschließlich geschweißten Zustand (\rightarrow keine Reduktionsmaßnahme) das Materialvolumen, das eine plastische Stauchung erfährt, reduzieren und somit lassen sich insbesondere die Längseigenstressungen auf einem niedrigeren Niveau halten. Wird das Verfahren nach dem Schweißen eingesetzt, so überlagern die lastbedingten Zugspannungen die positiven Eigenstressungen und es kommt zu einer Überschreitung der lokalen Fließgrenze in der Schweißnaht (\rightarrow gezielte mechanische Überlastung). Nach Entlastung verbleibt ein reduzierter Eigenstressungszustand.

Den Mechanismus der Eigenstressungsreduktion beim *global mechanischen Strecken* erklärt PILIPENKO [2002, S. 158 f.] anhand einer im Stumpfstoß geschweißten Stahlplatte, die den thermisch ausgeglichenen Zustand erreicht hat (Abbildung 19).

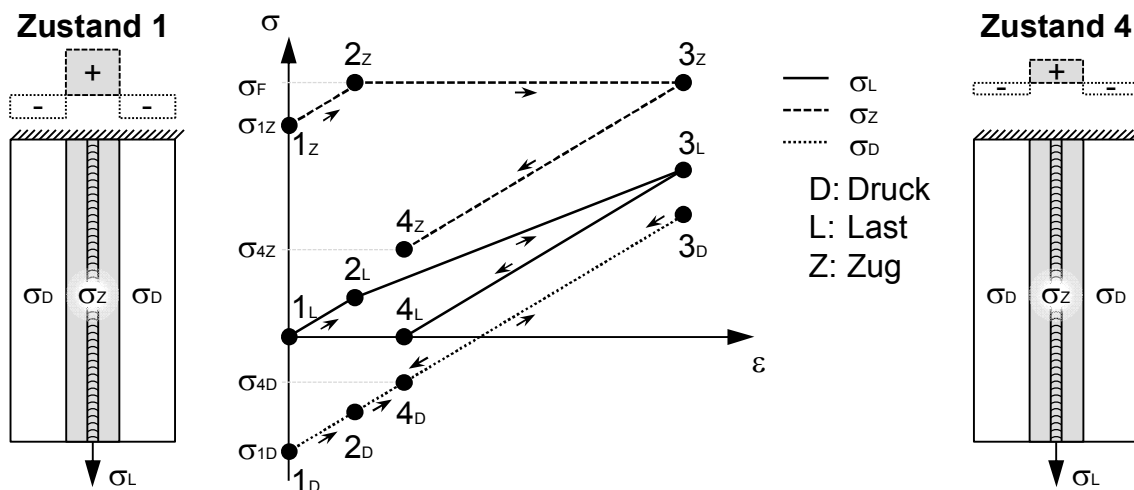


Abbildung 19: Links: schematische Darstellung einer im Stumpfstoß geschweißten Platte und der Längseigenstressungen vor dem global mechanischen Strecken; Mitte: elastoplastische Beanspruchungen als Funktion der Belastung und Entlastung beim Strecken; rechts: reduzierte Eigenstressungen nach dem Strecken [ALTENKIRCH 2009B, S. 64; PILIPENKO 2002, S. 159]

Die Darstellungen links und rechts zeigen das Bauteil mit den Zugeigenstressungen σ_Z in der Schweißnaht und den Druckeigenstressungen σ_D im Grundmaterial. Zug- und Druckeigenstressungen stehen miteinander im Gleichgewicht ($\sigma_D = -0,5 \cdot \sigma_Z$). Ausgehend von Zustand 1 wird an der Platte eine Last aufgebracht, die den Eigenstressungen eine Zugbeanspruchung σ_L überlagert. Das Bauteil dehnt sich zunächst elastisch ($1_x \rightarrow 2_x$ mit $x = D, L, Z$). Bei Steigerung der Lastspannung σ_L über den Punkt 2_L hinaus überschreiten die Zugeigenstressungen in Punkt 2_Z die Fließgrenze

σ_F . Die Schweißnaht wird plastisch gestreckt. Erkennbar ist dies an dem Steigungsabfall der Lasttrajektorie in Punkt 2_L . Nach Entlastung ($3_L \rightarrow 4_L$) hat sich das Werkstück bleibend um das Maß $\varepsilon_{pl} = \varepsilon_{4L}$ verlängert und die elastische Eigenspannungsdifferenz zwischen Naht- und Grundmaterial reduziert gemäß

$$(\sigma_{4Z} - \sigma_{4D}) < (\sigma_{1Z} - \sigma_{1D}), \quad (4.1)$$

wobei sich insbesondere die risskritischen Zugeigenspannungen abgebaut haben, so dass

$$\sigma_{4Z} < \sigma_{1Z}. \quad (4.2)$$

Würde die Last soweit erhöht werden, bis auch das Grundmaterial die Fließgrenze erreicht (die Punkte 3_D , 3_L und 3_Z lägen dann deckungsgleich), wäre das Bauteil nach Entlastung eigenspannungsfrei – der Querschnitt wäre dann „durch“-plastifiziert.

[ALTENKIRCH 2009B, S. 64 f.; PILIPENKO 2002, S. 158 f.]

Bei Betrachtung des vorstehenden Diagrammes wird nachvollziehbar, weshalb dieses Verfahren auch als *Eigenspannungsabbau durch gezielte mechanische Überlastung* (engl.: *Overstressing*) bezeichnet wird [DILTNEY 1995, S. 78; ISSLER 2003, S. 285 f.]. Durch die Überlagerung von Last- und Eigenspannungen tritt beabsichtigtes Fließen ein. Unter der vorbenannten Bezeichnung ist das Verfahren schon lange bekannt und im Druckbehälterbau weit verbreitet. Speziell dort wird es auch als *Autofrettage* bezeichnet. Durch eine Überdruckbelastung von geschweißten Druckbehältern kommt es zu einem Abbau von Zugeigenspannungen in den Schweißnähten und einem Aufbau von Druckeigenspannungen in den plastisch verformten Kerbstellen (Stützenkanten, Bodenkrempe) [ISSLER 2003, S. 285 f.]. Mit dieser Art des Eigenspannungsabbaues in umfangsgeschweißten dünnwandigen Zylindern hat sich intensiv QURESHI [2008] beschäftigt. Dabei gelang es ihm (rechnerisch), signifikante Reduktionsergebnisse zu erzielen. Allerdings kam ihm ein grundlegender Vorteil zugute: Die mechanische Überlastung von Hohlstrukturen lässt sich durch das Beaufschlagen mit Überdruck vergleichsweise einfach realisieren. Hingegen ist das mechanische Überlasten von Vollkörpern ein technisches Problem, wie nachfolgend erklärt wird.

Unabhängig davon, ob das *global mechanische Strecken* während oder nach dem Schweißen angewandt wird, ist das Verfahrensprinzip zur Eigenspannungsreduktion simpel. Es bedarf einer Zuglast, die das Bauteil in Nahrichtung dehnt. Jedoch liegt hierin das Problem für die praktische Umsetzung. Um einen relevanten Reduktions-

effekt im Beanspruchungszustand zu erreichen, sind derart hohe Zuglasten aufzubringen, dass diese Methode eher als ein theoretischer Ansatz zu verstehen ist, weniger als ein praxisrelevantes Verfahren [MASUBUCHI 1980; PILIPENKO 2002, S. 158; STARON 2004; PRICE 2007; WILLIAMS 2008]. Beispielsweise zeigt PILIPENKO [2002, S. 158] an einer geschweißten Stahlplatte mit einem Querschnitt von $20 \cdot 500 \text{ mm}^2$ auf, dass für eine Beanspruchungsreduktion von 44 %⁴⁷ eine Zugkraft von 2 MN erforderlich ist. Dabei liegt die Schwierigkeit nicht allein in der Lasterzeugung. Weil die Voraussetzungen für eine Kraftübertragung durch Reibschluss nicht gegeben sind, lässt sich die Last nicht in die Struktur einleiten, ohne dafür am Bauteil konstruktive Änderungen vorzunehmen [PILIPENKO 2002, S. 158]. Auch andere Wissenschaftler sehen sich bei diesem Verfahren insbesondere mit dem Kraftübertragungsproblem konfrontiert. Aus diesem Grund wird in verschiedenen Arbeiten [ALTENKIRCH 2009B; HU 2004; PRICE 2007; RICHARDS 2006; RICHARDS 2008A; STARON 2004; WILLIAMS 2006; WILLIAMS 2008] ein eher radikaler Weg beschrieben. Anstatt die Last nur durch Reibschluss in das Bauteil einzuleiten, wird sie größtenteils formschlüssig übertragen. Hierzu werden Bolzen durch die Spannbacke und das Werkstück getrieben. Ein darauf basierendes System ist schematisch in Abbildung 20 dargestellt.

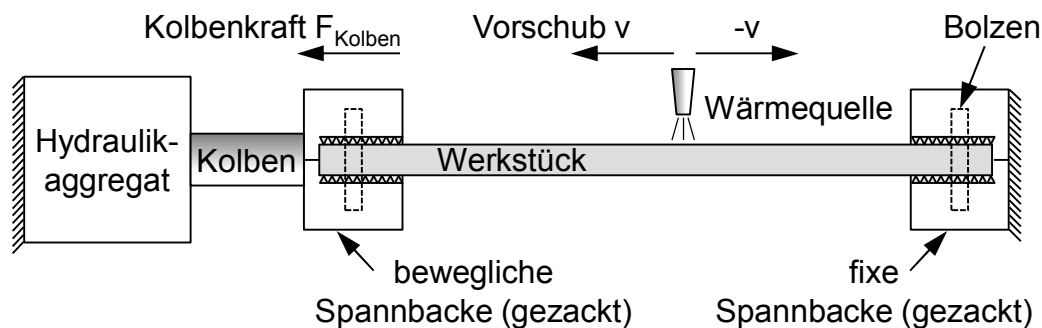


Abbildung 20: Schematische Darstellung einer Vorrichtung zum globalen mechanischen Streckziehen während des Schweißens [PRICE 2007; gezeichnet nach ALTENKIRCH 2009B, S. 63]

Neben der Problematik, die aus den hohen aufzubringenden und einzuleitenden Kräften resultiert, kommt es bei den meisten industriellen Anwendungen nicht in Frage, das Bauteil durch Bohrungen strukturell zu schwächen. Vor diesem Hinter-

⁴⁷ von $\sigma_{long} = 470 \text{ N/mm}^2$ auf $\sigma_{long} = 263 \text{ N/mm}^2$

grund bleibt das *global mechanische Strecken* vorerst eine theoretische Lösung für das Eigenspannungsproblem beim Schweißen.

4.4.4 Lokales Strecken durch Walzen

Beim *lokalen Strecken mittels Walzen* werden zur Eigenspannungs- und Verzugsreduktion dieselben Grundprinzipien genutzt, wie beim *global mechanischen Strecken* (s. Grundprinzipien 1.a bis 2.b, S. 35). Der Unterschied besteht darin, dass die Lastspannungen lokal im Werkstück wirken, das heißt im Nahfeld der Schweißnaht. Die technische Umsetzung des Streckprinzips wird dadurch erheblich vereinfacht.

Das Verfahren wird durch eine oder mehrere Walzen realisiert. Sie werden auf oder unmittelbar neben die Schweißnaht auf das Bauteil gepresst und wälzen sich darauf ab. Die Gegenkraft wird entweder durch einen Aufspanntisch oder durch eine auf der Gegenseite liegende Walze aufgebracht. Erst jüngst wurde dieses Verfahren wieder verstärkt in den Fokus wissenschaftlicher Untersuchungen gerückt. Dabei ist es schon länger bekannt. In den Jahren 1980 und 1984 veröffentlichten KURKIN ET AL. [1980; 1984] hierzu ihre Arbeiten. Darin demonstrierten sie mittels einer Walzen-Aufspanntisch-Anordnung den positiven Effekt auf den Verzug und die Eigenspannungen in einer Stumpfschweißverbindung aus Aluminium⁴⁸. Dafür ließen sie die Walze der Prozesszone beim Wolfram-Inertgasschweißen (WIG) in einem definierten Abstand und mit einer konstanten Anpresskraft nachlaufen. Auf diese Weise erreichten sie eine Eigenspannungsreduktion von bis zu 20 N/mm². Im Jahre 1996 berichteten LIU ET AL. [1996] über ein prozesssynchron laufendes Walzenpaar, das sie beim WIG-Schweißen von zwei im Stumpfstoß zu fügenden 2,5 mm dicken Aluminiumplatten⁴⁹ applizierten. Ziel war es, die Heißrissbildung zu unterdrücken, die kurz nach Erstarren der Schmelze einsetzt. Dazu ordneten sie die Walzen nebeneinander an, sodass die Schweißnaht mittig dazwischen verlief (Abbildung 21 links, S. 45). Das Walzenpaar folgte der Wärmequelle in einem Abstand von $\Delta s = 6 \dots 9$ mm und mit einer Anpresskraft von $F = 10$ kN. Die Vorschubgeschwindigkeit war zu $v = 4,3$ mm/s bestimmt. Es gelang ihnen, die Heißrisslänge von 43,5 mm auf 0 mm zu reduzieren [LIU 1996, S. 304]. Allerdings unterscheidet sich der Mechanismus, den LIU ET AL. [1996] zur Senkung der Heißrissgefahr nut-

⁴⁸ AMG 6 und 1201 (Dies sind Aluminiumlegierungen, die ihren Ursprungsort in der Russischen Föderation haben. Zu ihnen existiert keine Werkstoffnummer gemäß Europäischer Normung.)

⁴⁹ Werkstoff-Nr. 3.1355, DIN-Bez. AlCuMg2, EN-Bez. EN AW-2024 T4 (dieser Werkstoff ist für seine Heißrissanfälligkeit bekannt [LIU 1996, S. 302])

zen, von dem zuvor beschriebenen. Sie machten sich nicht den longitudinalen Anteil der induzierten Druckeigenstressungen zunutze, sondern den transversalen. Damit kompensierten sie die schweißbedingten Zugeigenstressungen in transversaler Richtung, die für die Rissentstehung maßgeblich sind. Auf diese Weise und mit einem ähnlichen System unterdrückten auch YANG ET AL. [1998] erfolgreich die Heißrissbildung bei der gleichen dafür anfälligen hochfesten Aluminiumlegierung. Auch sie nutzten für ihre experimentellen Untersuchungen das WIG-Schweißverfahren und führten hierzu begleitend numerische Analysen durch. Wie schon KURKIN ET AL. [1980; 1984] betrachteten sie dabei auch die Auswirkungen auf den Biegeverzug und das Beulen. Sie kamen zu dem Fazit, dass sich die transversalen Zugeigenstressungen, der Biegeverzug und die Gefahr der Heißrissbildung umso stärker reduzieren lassen, je größer die Kraft ist, mit der das Walzenpaar auf das Werkstück gepresst wird.

[ALTENKIRCH 2009B, S. 69]

Neben den von KURKIN ET AL. [1980; 1984] veröffentlichten Arbeiten wird auch in anderen Publikationen die Möglichkeit beschrieben, die Walze direkt auf die Schweißnaht zu positionieren [ALTENKIRCH 2009A; ALTENKIRCH 2009B; COZZOLINO 2011; YANG 2007; YANG 2012; WEN 2010]. So lassen sich vor allem die Längseigenstressungen reduzieren. Die Kraft, die senkrecht auf die Nahtoberfläche wirkt, staucht das Material darunter plastisch. Hierbei kommt es aufgrund der Volumenkonzanz zu einer Werkstoffexpansion quer zur Belastungsrichtung. Diese Ausdehnung entlastet vorliegende Zugeigenstressungen. Da der Werkstoff in der Ebene expandiert, relaxieren sowohl Längs- als auch Quereigenstressungen. Die Gefahr der Heißrissbildung nimmt ab.

[ALTENKIRCH 2009B, S. 69; YANG 2012, S. 158]

In Abbildung 21 (S. 45) ist jeweils ein Beispiel für die beiden zuvor beschriebenen Systeme (Walze/Walzenpaar) gezeigt. Zwar ist insbesondere das rechte System für Prä-⁵⁰, In-⁵¹ und Post-Prozess-Anwendungen⁵² tauglich, dennoch wird es hauptsächlich nach dem Schweißen eingesetzt. Dahingegen wird die linke Anordnung fast ausschließlich während des Schweißprozesses genutzt.

⁵⁰ Bsp. für Pre-Prozess-Methoden: Coules 2011 & 2012; Cozzolino 2011

⁵¹ Bsp. für In-Prozess-Methoden: Altenkirch 2009a & 2009b; Coules 2012; Cozzolino 2011; Kurkin 1980 & 1984; Yang 2007 & 2012; Wen 2010

⁵² Bsp. für Post-Prozess-Methoden: Altenkirch 2009a & 2009b; Coules 2012; Cozzolino 2011; Wen 2010

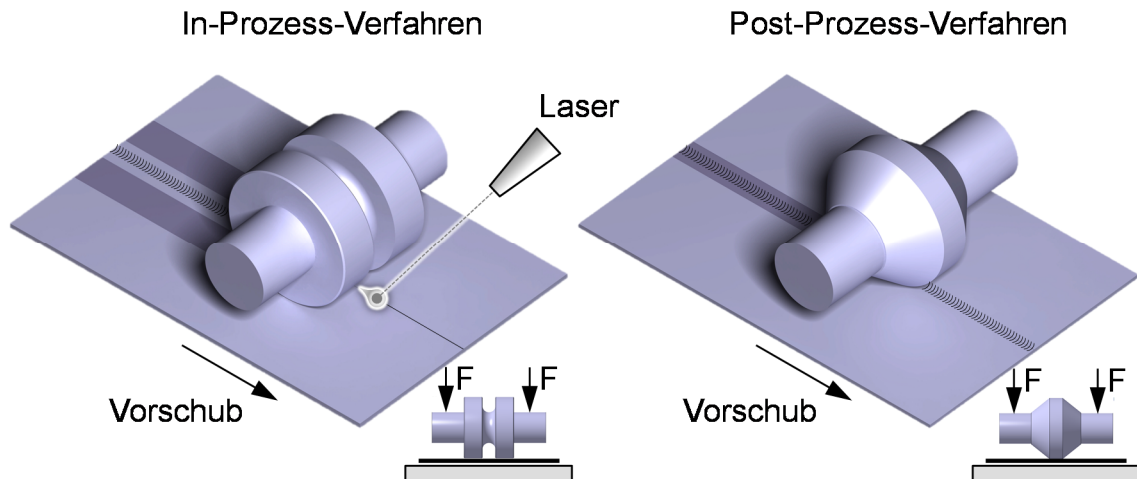


Abbildung 21: Schematische Darstellung des lokalen Streckens mittels Walzen; links: In-Prozess-Verfahren; rechts: Post-Prozess-Verfahren [ALTENKIRCH 2009B, S. 69; WEN 2010]

Das Reduktionspotenzial hinsichtlich der Eigenspannungen und des Verzuges ist bei den einzelnen Verfahren (Prä-, In- und Post-Prozess) stark unterschiedlich. WEN ET AL. [2010] stellten für das Rührreibschweißen das In- und das Post-Prozess-Verfahren einander gegenüber, wobei sie für ersteres beide Varianten der Walzenanordnung nutzten (Walze/Walzenpaar). Ihren numerischen Untersuchungen legten sie eine Stumpfstoßverbindung ($500 \cdot 3,2 \cdot 250 \text{ mm}^3$) aus einer hochfesten Aluminiumlegierung⁵³ zugrunde und zeigten daran, dass das Post-Prozess-Verfahren gegenüber den In-Prozess-Varianten mit einer Walze bzw. einem Walzenpaar deutlich effektiver ist. Dies bestätigten auch ihre dazu begleitend durchgeführten experimentellen Untersuchungen, die sie unter vergleichbaren Bedingungen⁵⁴ durchführten und in [ALTENKIRCH 2009A] veröffentlichten. Dabei gelang es ihnen mittels des Post-Prozess-Verfahrens (Abbildung 21 rechts), die longitudinalen Zugeigenspannungen mit einem Höchstwert von 220 N/mm^2 vollständig abzubauen und darüber hinaus signifikante Druckeigenspannungen in den Nahtbereich zu induzieren ($\sigma_{long,min} = -150 \text{ N/mm}^2$). Hierfür pressten sie die Walze mit einer Kraft von 40 kN direkt auf die Naht.

Auch COZZOLINO ET AL. [2011] führten vergleichende Untersuchungen zur Effektivität der Verfahren durch. Anders als WEN ET AL. [2010] stellten sie nicht Post- und In-Prozess-Verfahren einander gegenüber, sondern eine Post- und eine Prä-Prozess-

⁵³ AMG 6 und 1201 (russische Aluminiumlegierungen), Werkstoffzustand T3

⁵⁴ Bauteilwerkstoff: AA 2199-T8; Bauteildimensionen: $500 \cdot 5 \cdot 200 \text{ mm}^3$

Anwendung. Ferner setzen sie ein Schmelzschweißverfahren ein (Metallschutzgasschweißen) und verwendeten für das Werkstück ($500 \cdot 4 \cdot 200 \text{ mm}^3$) einen Stahlwerkstoff (S355⁵⁵). Die Versuchsanordnung war der in Abbildung 21 links (S. 45) vergleichbar (Walzenpaar). Der Walzendurchmesser betrug 100 mm und die Walzenbreite 30 mm. Aufgrund der Symmetrie bezüglich des Fügespalt es stellten sie bei der Probenpräparation zur Untersuchung der Effektivität des Prä-Prozess-Verfahrens nur eine Systemhälfte dar, das heißt ein Fügeteil und eine Walze. Nachdem sie auf diese Weise beide Fügeteile vorbereiteten, erfolgte die Schweißung. Dazu wendeten sie die Proben, sodass die gewalzte Oberfläche auf der strahlabgewandten Seite lag. Experimentell wurde nur der Biegeverzug bestimmt, welcher sich durch die Prä-Prozess-Maßnahme um bis zu 38 % reduzieren ließ. Die Versuche führten sie mit unterschiedlichen Abständen zwischen der Walze und dem Fügespalt durch. Das bestmögliche Reduktionsergebnis stellte sich bei einem lateralen Abstand von 30 mm ein. Trotz der optimalen Voraussetzungen waren 200 kN Anpresskraft erforderlich. Ihre Untersuchungen zur Leistungsfähigkeit eines Post-Prozess-Einsatzes zeigten, dass dieser gegenüber einer Prä-Prozess-Anwendung wesentlich effektiver ist. So reichte ein Viertel der Kraft im abgekühlten Zustand aus, um bei einem 1,5-mal dickeren Bauteil ($750 \cdot 6 \cdot 150 \text{ mm}^3$) eine Verzugsreduktion von 70 % zu erreichen. Wie für die Post-Prozess-Variante üblich, wurde die Walze direkt auf die Naht gepresst (Abbildung 21 rechts, S. 45). Im Gegensatz zu ALTENKIRCH ET AL. [2009A] stellten COZZOLINO ET AL. [2011] nicht fest, dass aus einer Erhöhung der Andrückkraft eine Verbesserung des Fertigungsergebnisses folgt. Teilweise ergab sich sogar eine gegenläufige Tendenz (Abbildung 22, S. 47). Eine Verzugskompensation im Sinne einer vollständigen Verzugsbeseitigung gelang ihnen nicht.

Jüngst kommt COULES [2012] zu dem Fazit, dass ausschließlich das Post-Prozess-Verfahren dazu geeignet sei, den hohen Längseigen Spannungszustand zu reduzieren. Der Effekt von Prä- und In-Prozess-Maßnahmen sei vernachlässigbar. Als Grund nennt er die thermische Werkstoffkontraktion beim Abkühlen in Verbindung mit der wieder ansteigenden Fließgrenze. Die dabei auftretenden Spannungs-Dehnungs-Zustände „zehren“ das zuvor induzierte elastische (Gegen-)Potenzial weitestgehend auf [COULES 2012, S. 72, 141]. Anders ist es beim Post-Prozess-Verfahren. Dieses kommt im thermisch ausgeglichenen Zustand zum Einsatz, so

⁵⁵ Eine Angabe der Werkstoffnummer ist hier nicht möglich, da keine Informationen zur Stahlsorte, zu Lieferbedingungen oder zur Kerbschlagarbeit genannt werden.

dass das eingebrachte Dehnungspotenzial keine temperaturbedingte Reduktion erfährt. Es bleibt erhalten und kann im vollen Umfang zur Senkung der Eigenspannungen genutzt werden.

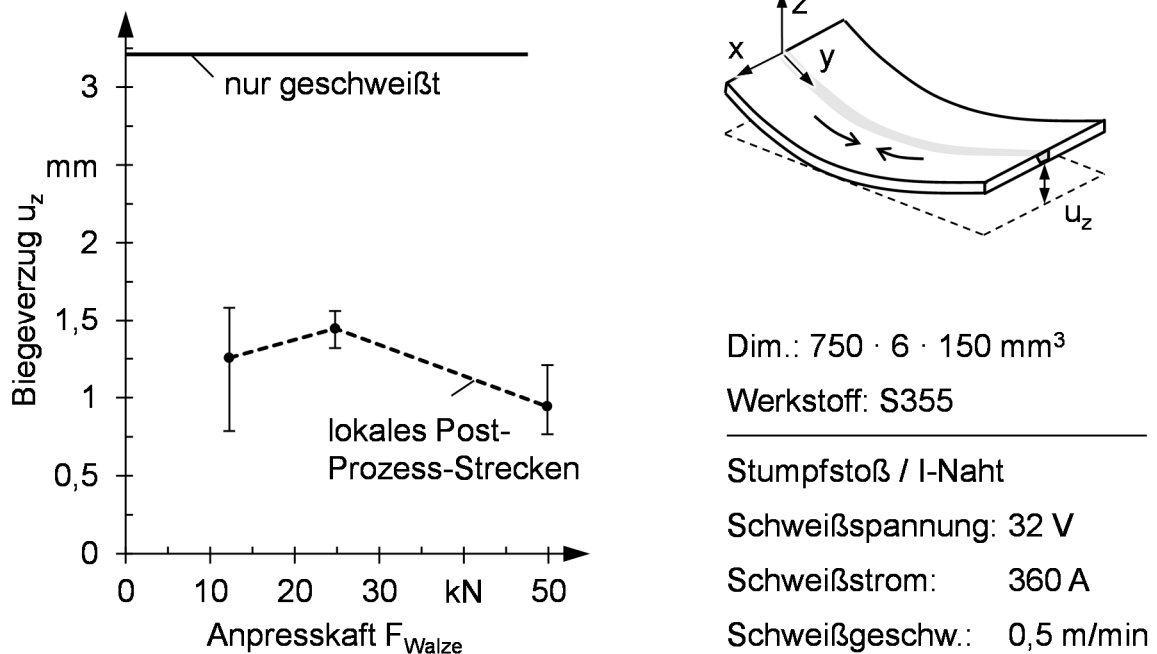


Abbildung 22: Zusammenhang zwischen resultierendem Biegeverzug und Anpresskraft der Walze beim lokalen Strecken im abgekühlten Zustand (Post-Prozess) nach dem Metallschutzgasschweißen [COZZOLINO 2011, S. 178]

Vor diesem Hintergrund lässt sich für das Post-Prozess-Verfahren die Aussage treffen, dass sich durch das *lokale Strecken mittels Walzen* die Verzugs- und Eigenspannungssituation im Bauteil verbessern lässt. Wenngleich die Krafteinleitungsproblematik, wie sie beim *globalen Strecken* besteht, mit dem lokalen Ansatz gelöst ist, sind nach wie vor große Lasten aufzubringen. Dabei wird nicht nur das Material im Innern des Bauteiles plastisch verformt, sondern insbesondere auch das an der Werkstückoberfläche. Die Walze drückt sich in das Bauteil ein. Eine daraus resultierende Kerbwirkung wurde bislang nicht untersucht. Sie könnte die Ursache für die verminderte Lebensdauer sein, die COULES [2012] bei seinen Untersuchungen zu den Bauteileffekten dieses Verfahrens feststellte. Dieser Sachverhalt wird in Kapitel 5 (S. 56 ff.) noch eingehend beleuchtet.

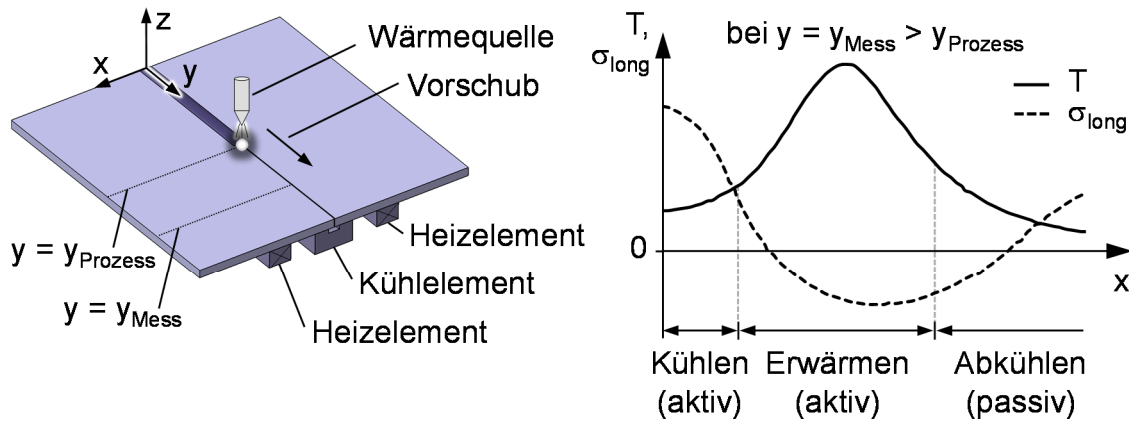
4.5 Thermische Verfahren

4.5.1 Allgemeines

Ebenso wie die mechanisch wirkenden Reduktionsmethoden basieren auch die thermisch wirkenden Verfahren auf den zwei Grundprinzipien zur Schweißverzugs- und Schweißeigenstressminderung (Unterkap. 4.3, S. 35). Sie lassen sich ebenfalls in Prä-, In- und Post-Prozess-Anwendungen sowie in globale und lokale bzw. in statische und dynamische Maßnahmen unterscheiden. Ein für die thermischen Methoden spezifisches Differenzierungsmerkmal ist die genutzte Energieform. Es können sowohl zusätzliche Wärmequellen als auch Wärmesenken eingesetzt werden. Da die Einteilung der Methoden in der Literatur nicht einheitlich, aber zum Zwecke der Übersichtlichkeit notwendig und sinnvoll ist, wird sie in dieser Arbeit an das vorstehende Unterkapitel angelehnt und die Methoden werden in globale und lokale Maßnahmen unterschieden.

4.5.2 Globales Strecken durch stationäre Wärmequellen und -senken

Das *global thermische Strecken* geht auf eine von GUAN ET AL. [1987] patentierte Erfindung zurück. Sie nutzten stationäre Wärmequellen und -senken, um bereits vor dem Schweißen im Nahtbereich einen signifikanten Zugspannungszustand hervorzurufen. Dieser bewirkt, dass der schweißbedingten thermischen Ausdehnung im Nahtbereich weniger Widerstand entgegengesetzt wird. Der Ausdehnungsdruck ist reduziert und daher auch die plastische Druckzone (Grundprinzip 1.a, S. 35). Hinter dem Wärmequellenzentrum bewirken die zusätzlichen Zugspannungen, dass sich die beim Abkühlen entstehende plastische Zugzone vergrößert. Die Materialschumpfung wird so teilweise kompensiert (Grundprinzip 1.b, S. 35). Beide Effekte zusammen ergeben einen deutlich reduzierten Zugeigenstresszustand in der Naht. Daher lassen sich der Biegeverzug und insbesondere das bei dünnen Blechen auftretende kritische Beulen nahezu vollständig verhindern. GUAN ET AL. [1987] beschreiben ihre Methode deshalb als *Low Stress No Distortion (LSND) Welding* (verzugsfreies Schweißen bei geringen Eigenstressungen). *LSND* ist mittlerweile ein feststehender Begriff im Kontext der Schweißverzugs- und Schweißeigenstressbeherrschung. Darunter fällt eine Vielzahl von Varianten des ursprünglichen Verfahrens (Abbildung 23, S. 49).



σ_{long} : Längsspannungen
 T: Temperatur

y_{Prozess} : Wärmequellenposition
 y_{Mess} : Ort der Auswertung

Abbildung 23: Prinzip des global thermischen Streckens mittels stationären Heiz- und Kühlelementen (links) sowie das zugehörige Temperatur- und Längsspannungsprofil im Füge­teil (rechts), welches zum Zeitpunkt der Auswertung bei $y = y_{\text{Mess}}$ von der Schweiß­wärmequelle noch unbeeinflusst ist [GUAN 1987, S. 1-7]

Die Wirksamkeit der LSND-Methoden ist im Wesentlichen von vier Parametern abhängig, von

- der maximalen Temperatur⁵⁶,
- der Breite des erwärmten Bereiches,
- der Erwärmungsdauer und
- vom Abstand zwischen Heizelement und Fugespalt/Naht.

[PILIPENKO 2002, S. 162]

Diese Parameter bestimmen das von den Heiz- und Kühlelementen induzierte Temperaturprofil. Bei der Festlegung der Parameterwerte ist darauf zu achten, dass keine zusätzlichen plastischen Stauchungen verursacht werden [PILIPENKO 2002, S. 162]. Die gezielt hervorgerufenen Druckspannungen dürfen die Quetschgrenze nicht überschreiten. Andernfalls kehrt sich der beabsichtigte Effekt um und es entstehen zusätzliche Verzüge und Eigenspannungen. Hierin liegt eines der Hauptprobleme dieser Methode. Die Bestimmung der optimalen Verfahrensparameter ist diffi-

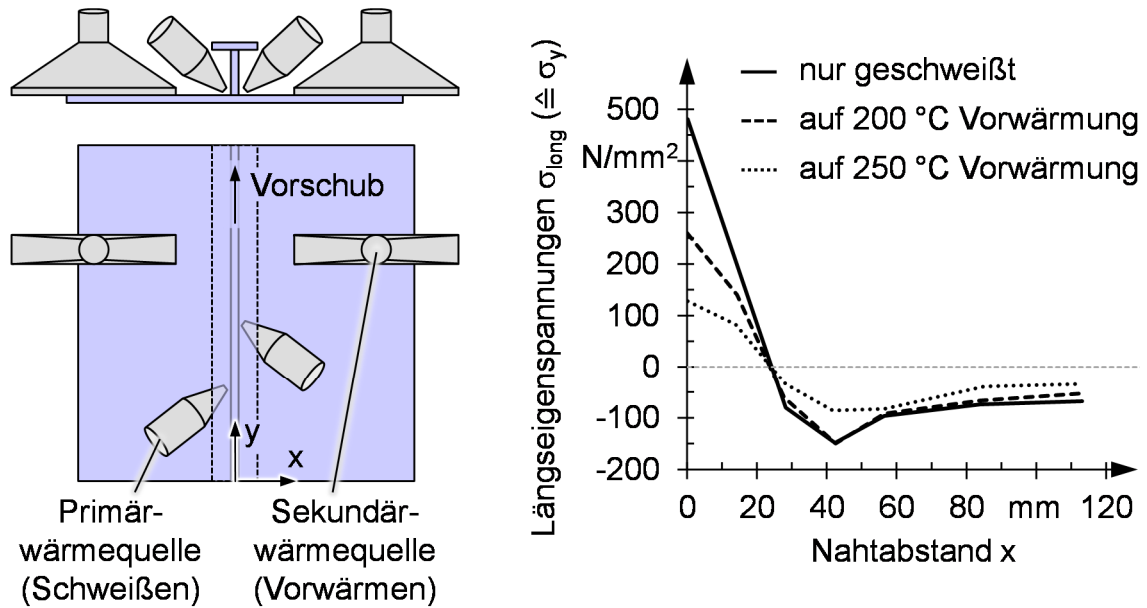
⁵⁶ Hiermit ist die Temperatur gemeint, die durch das Heizelement hervorgerufen wird.

zil und das erforderliche Temperaturprofil schwer aufrechtzuhalten. Für jede Schweißaufgabe sind spezielle Aufspannvorrichtungen nötig, über die der Wärmehaushalt ebenso gesteuert wird wie über die Heiz- und Kühlelemente. Ferner gilt es, Phasenumwandlungen im Grundmaterial zu vermeiden. Ebenso ist bei der Einstellung des Temperaturprofils die Gefahr einer Aufhärtung zu beachten [SCHENK 2011, S. 52]. Ein weiterer Nachteil dieser Methode liegt in dem hohen Energieverbrauch zur Aufrechterhaltung des Temperaturprofils. Das Verfahren ist kostenaufwendig und widerstrebt dem aktuellen Trend umweltpolitischer Entwicklungen [MICHALERIS 1999, S. 361]. In Anbetracht dessen war es ein logischer Schritt, die Methode effizienter zu gestalten, indem die Kühlung und (sekundäre) Erwärmung nicht über die gesamte Bauteillänge erfolgt, sondern lokal appliziert wird.

4.5.3 Lokales Strecken durch instationäre Wärmequellen und -senken

MICHALERIS ET AL. [1999] entwickelten die stationäre Methode weiter und setzen anstatt feststehender Heizelemente bewegliche Wärmequellen ein (Propangasbrenner), um den Dehnungseffekt im Nahtbereich zu bewirken. Diese ließen sie der Schweißprozesszone in einem konstanten Abstand vorausziehen (Abbildung 24 links, S. 51). Durch die instationäre Erwärmung war es ihnen zudem möglich, auf den Einsatz einer Wärmesenke zu verzichten. Beides zusammen, also die lokale Erwärmung und der Wegfall der Wärmesenke, trägt zu einer Erhöhung der Energieeffizienz dieser Methode gegenüber dem stationären Verfahren bei. Ferner ist es nicht weiter erforderlich, ein konstantes Temperaturprofil während des Schweißens aufrechtzuerhalten, was die Verfahrenskomplexität reduziert [SCHENK 2011, S. 52]. Dennoch sind selbst bei einfachen Geometrien die geeigneten Parametereinstellungen aufwendig zu ermitteln, da die Anzahl möglicher Konfigurationen hoch ist [MICHALERIS 1999, S. 361]. Ist eine effektive Parametereinstellung gefunden, lassen sich signifikante Reduktionsergebnisse im Eigenspannungszustand erzielen (Abbildung 24 rechts, S. 51). Auf diese Weise gelang es MICHALERIS ET AL. [1999], mit einer lokalen Vorwärmung von 250 °C die Längseigenspannungshöchstwerte in der Naht gegenüber dem ausschließlich geschweißten Zustand um 73 % zu reduzieren. Den Beulverzug konnten sie nahezu vollständig eliminieren⁵⁷.

⁵⁷ Das Beulen wird durch negative Längseigenspannungen hervorgerufen.



Dim.: $300^2 \cdot 3,2 \text{ mm}^3$ T-Stoß mit Kehlnähten Schweißspannung: 21,4 V
 Werkstoff-Nr.: 1.0037 Schweißstrom: 167 A Schweißgeschw.: 0,38 m/min

Abbildung 24: Anordnung von Primär- und Sekundär-Wärmequellen⁵⁸ beim lokal thermischen Strecken (links) und deren Einfluss auf die resultierenden Längseigenstressspannungen⁵⁹ für unterschiedliche Vorwärmtemperaturen (rechts) beim Metallschutzgasschweißen; die Dimensionen (Dim.) beziehen sich auf die Grundplatte des T-Stoßes [DEO 2003, S. 51 ff.]

Der Effekt, der beim *lokalen thermischen Strecken* genutzt wird, beruht auf einem dynamischen Temperaturgradienten, der von den sich bewegenden sekundären Wärmequellen hervorgerufen wird. Letztere eilen der Schweißwärmequelle in einem konstanten Abstand mit lateralem Versatz voraus und induzieren im Bauteil dort Zugeigenstressspannungen, wo ansonsten schweißprozessbedingte Druckeigenstressspannungen vorherrschen. Durch die lokale Bauteilexpansion neben der Naht wird das schrumpfende Material hinter der Schweißwärmequelle in longitudinaler Richtung plastisch gedehnt [HUANG 2006, S. 4⁶⁰; MICHALERIS 1999, S. 361].

Die Streckung des kontrahierenden Materials hinter der Schweißwärmequelle lässt sich auch auf eine andere Weise erreichen. Hierzu wird eine Wärmesenke in den

⁵⁸ Propangasbrenner mit rechteckigem Auslass

⁵⁹ experimentell gemessen mittels der Bohrlochmethode

⁶⁰ Die Seitenangabe bezieht sich auf die Online-Version:

http://www.cnst.us/Documents/Presentations/SNAME_2006_TTT2.pdf

sich bereits abkühlenden Nahtbereich gelegt. Es kommt lokal zu einer beschleunigten Abkühlung. Die damit einhergehende forcierte Materialschrumpfung führt dazu, dass sich der Bereich zwischen Wärmesenke und -quelle streckt (Abbildung 25) [GUAN 1994 & 2005; LI 2004 & 2005]. Der erzielte Kompensationseffekt ist identisch dem, wie er bei der zuvor beschriebenen Wärmequellentechnik genutzt wird.

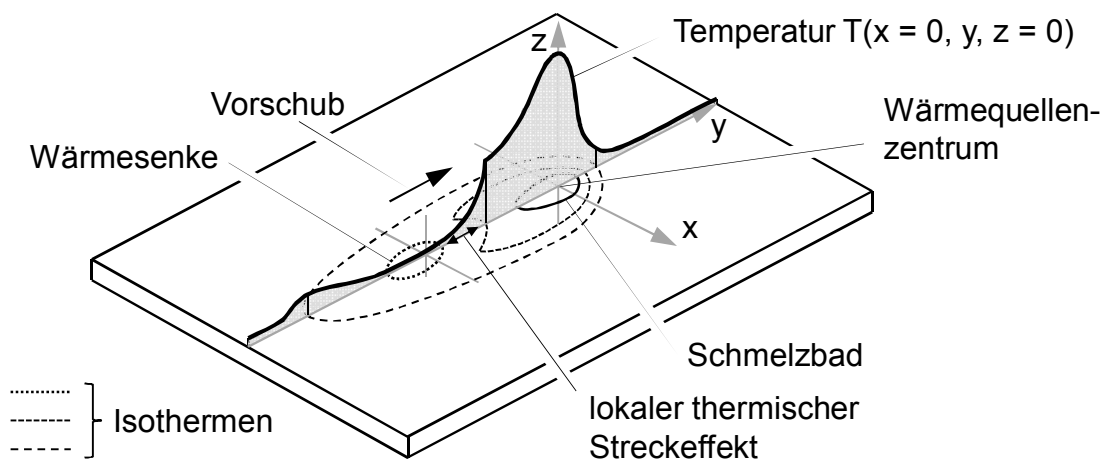
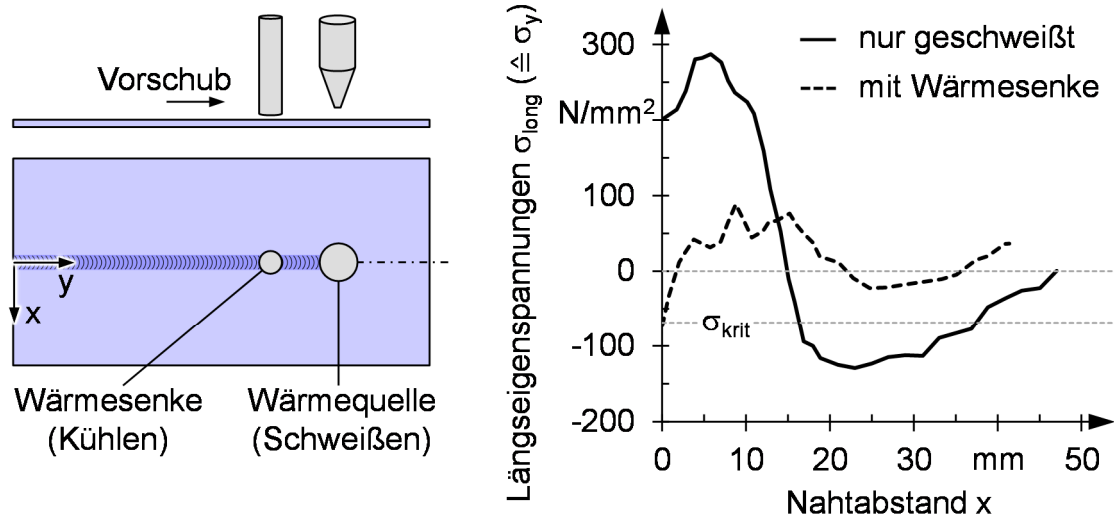


Abbildung 25: Prinzip des lokalen thermischen Streckens mittels nachlaufender Wärmesenke [VAN DER AA 2006, S. 28; gezeichnet nach GUAN 2005]

Mit dem *lokalen Strecken durch instationäre Wärmesenken* beschäftigte sich VAN DER AA [2006] intensiv. Sie untersuchte diese Technik und deren Potenzial zur Verzugs- und Eigenspannungsbeherrschung grundlegend. Ebenso wie MICHALERIS ET AL. [1999] mit vorausseilenden Wärmequellen gelingt es ihr, mit einer nachlaufenden Wärmesenke den Biegeverzug bzw. das Beulen und die dafür verantwortlichen Längseigenspannungen deutlich zu reduzieren (Abbildung 26, S. 53). In das Diagramm eingezeichnet ist der kritische Spannungswert σ_{krit} (*kritische Beullast*). Bei Unterschreitung dieses Schwellwertes ($\sigma_{krit} < 0$) wird die Struktur instabil und Beulen tritt instantan auf. Der Druckeigenspannungszustand wurde durch den Einsatz der Wärmesenke deutlich abgemildert. Er liegt fernab von σ_{krit} .

Anders als GUAN ET AL. [1994 & 2005] und LI ET AL. [2004 & 2005] ist VAN DER AA [2006, S. 62, 205] nicht der Ansicht, dass es der durch die Wärmesenke verursachte Streckeffekt ist, der die Längseigenspannungen reduziert. Sie kommt aufgrund ihrer analytischen Überlegungen zu dem Schluss, dass die Eigenspannungsreduktion aus der Situation in den lateral angrenzenden Bereichen resultiert und erklärt dies wie folgt (hierzu kann in der xy -Ebene gedacht werden, s. auch Abbildung 25).



Dim.: 100 · 1,5 · 200 mm³ Stumpfstoß/I-Naht Schweißspannung: 10,5 V
 Werkstoff-Nr.: 1.4435 Schweißstrom: 65 A Schweißgeschw.: 0,18 m/min

Abbildung 26: Effekt des lokalen thermischen Streckens mittels nachlaufender Wärmesenke (flüssiges CO₂, -78 °C) auf die Längseigenstressspannungen⁶¹ beim Metallschutzgasschweißen eines Stumpfstoßes [VAN DER AA 2006, S. 147]

Aus Gleichgewichtsgründen bedingt die Entstehung von Druckeigenstress an einem Bauteilort die Entwicklung von Zugeigenstress an einem anderen. Vor diesem Hintergrund lassen sich (sekundäre) Zugeigenstress neben der Naht nutzen, um der Naht das gezielt hervorgerufene Reaktionsfeld zu überlagern. Dieses Druckeigenstressfeld wirkt dem (primären) Zugeigenstresszustand in der Naht entgegen. Es kommt zu einem Abbau der longitudinalen Zugeigenstress. Die sekundären Zugeigenstress entwickeln sich aufgrund des Temperaturgefälles in lateraler Richtung (quer zur Naht). Die Bereiche neben der Naht, die nicht direkt von der Wärmesenke beeinflusst werden, kontrahieren gegenüber dem gekühlten Nahtbereich weniger stark. Dadurch wirken sie verlängert (bzw. vergrößert im 3-dim. Fall). Der ausgenutzte Effekt besteht darin, dass die nahtferneren – noch verlängerten – Bereiche den aktiv gekühlten Werkstoff hinter der Prozesszone bei seiner Kontraktion behindern. Die Naht schrumpft weniger stark. Nach VAN DER AA [2006, S. 45 ff., 62, 205] ist dies die eigentliche Ursache für die Reduktion der Zugeigenstress in der Naht. Dies würde erklären, weshalb das sehr spezielle

⁶¹ experimentell gemessen mittels der Synchrotron-Röntgenstrahlbeugung

Temperaturprofil für diesen Prozess Voraussetzung ist [VAN DER AA 2006, S. 205]. Es zeichnet den von ihr beschriebenen Mechanismus offensichtlich nach (hier nicht gezeigt). Dabei ist sich vor Augen zu halten, dass die Wärmedehnung proportional⁶² der Werkstofftemperatur ist. Somit lässt sich bei Betrachtung des Temperaturprofils direkt auf das thermisch bedingte Dehnungsfeld schließen.

Ein Problem, welches beim Einsatz einer Wärmesenke und umwandlungsfähigen Stählen auftritt, ist die gegebenenfalls zunehmende Versprödung der Naht. Der Temperaturabfall beim konventionellen Schweißprozess wird durch die Wärmesenke erheblich beschleunigt⁶³. Es kommt zu einer verstärkten Ausbildung von martensitischen Mikrostrukturen, was eine Aufhärtung der Naht und der Wärmeeinflusszone bedeutet (Abbildung 27).

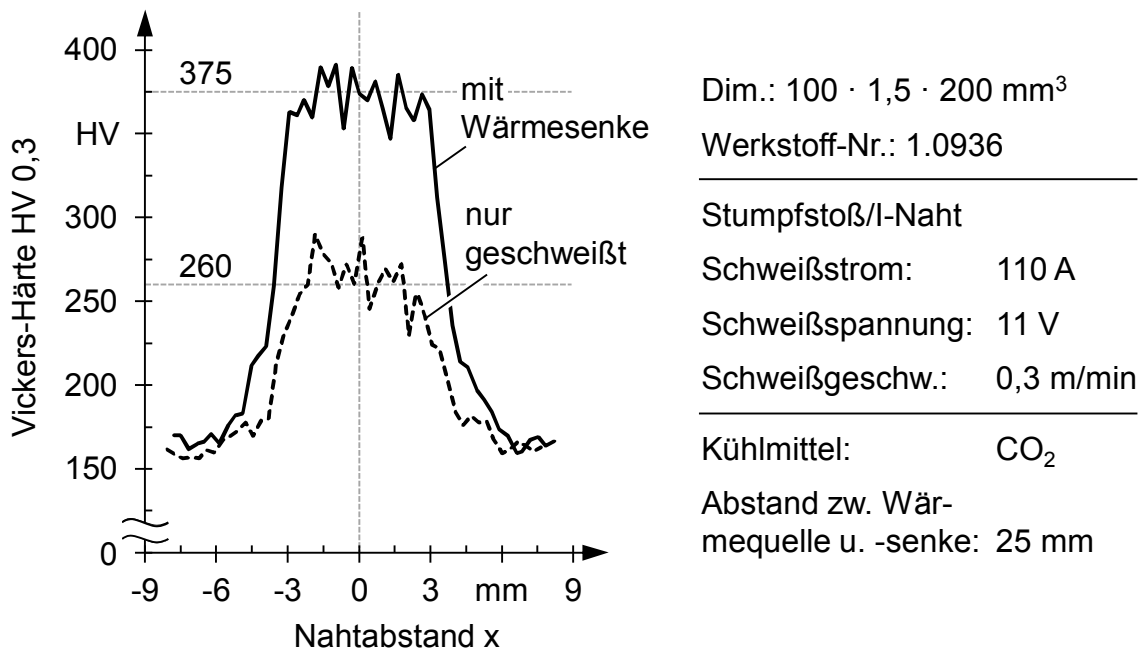


Abbildung 27: Einfluss des lokalen thermischen Streckens mittels nachlaufender Wärmesenke auf die Härte⁶⁴ in einem Metallschutzgasgeschweißten Stumpfstoß aus einem Dualphasenstahl [VAN DER AA 2006, S. 184]

⁶² s. auch Gl. (3.4) (S. 23)

⁶³ VAN DER AA [2006, S. 178 ff.] zeigt in ihren Untersuchungen auf, dass die Abkühlrate in der Wärmeeinflusszone von 25 K/s beim konventionellen Schweißen auf 125 K/s durch die nachlaufende Wärmesenke erhöht wird (Faktor 5).

⁶⁴ experimentell gemessen mittels der Vickers-Härteprüfung (Prüflast: 300 g)

Die Riss-, Bruch- und Kerbschlagzähigkeit nehmen ab. Insbesondere bei dynamischen Beanspruchungen kann dies die Bauteillebensdauer deutlich verkürzen.

[VAN DER AA 2006, S. 190]

Daneben besteht ein Problem, das sowohl den Einsatz von (zusätzlichen) Wärmequellen als auch den Einsatz von Wärmesenken betrifft. Es liegt in der Erfolgszuverlässigkeit. NAGY [2012] untersuchte beide Techniken grundlegend mit dem Ziel, deren Potenziale zur Schweißverzugs- und Schweißeigenstressminimierung einander gegenüberzustellen. Auch ihm gelang es mit beiden Verfahren, das Beulen deutlich zu reduzieren – um bis zu 65 % mittels Wärmesenken und um bis zu 90 % mittels weiterer Wärmequellen [NAGY 2012, S. 186].

Allerdings blieb anders als beispielsweise bei VAN DER AA [2006] oder MICHALERIS ET AL. [1999] bei seinen Untersuchungen der Längseigenstresszustand nahezu unverändert. In manchen Fällen stiegen die Höchstwerte sogar an [NAGY 2012, S. 192]. Obwohl seine Rahmenbedingungen mit denen von VAN DER AA [2006] und MICHALERIS ET AL. [1999] identisch waren, konnte er von keinem reduzierenden Effekt auf den Eigenstresszustand berichten. Insbesondere gegenüber dem Einsatz von zusätzlichen Wärmequellen äußert er sich kritisch. So kann sich der verursachte Eigenstressanstieg negativ auf nachfolgende Fertigungsprozesse auswirken und die geschweißte Struktur schwächen. Da das Verfahren lokal zu applizieren ist, können Werkstoffe mit einer hohen Wärmeleitfähigkeit (z. B. Aluminiumlegierungen) Schwierigkeiten bereiten, die Erwärmung auf einen kleinen Bereich zu fokussieren. Ferner gilt es zu berücksichtigen, dass auch der Einsatz zusätzlicher Wärmequellen unerwünschte mikrostrukturelle Änderungen auslösen kann. Wenngleich die dynamischen Verfahren gegenüber den statischen (Abschn. 4.5.2, S. 48 ff.) energetisch effizienter sind, ist ihr Energiebedarf weiterhin hoch. Dieser unter anderem wirtschaftliche Gesichtspunkt spielt insbesondere im Schiffbau eine entscheidende Rolle, da dort große Flächen zu erwärmen wären. HAN [2002, S. 247 f.] kommt angesichts seiner experimentellen und numerischen Analysen an einem Stumpfstoß zu dem Schluss, dass sich diese Technik nicht dazu eignet, den Beulverzug zu reduzieren. Überhaupt wirke sich eine Änderung der Wärmequellenparameter nur marginal auf die Verzugsmagnitude aus. Auch die Längseigenstresszustände blieben nahezu unbeeinflusst.

4.6 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung

Bei den vorstehenden Ausführungen zu den existierenden Reduktionsmethoden liegt der thematische Fokus auf der Funktions-/Wirkungsweise des jeweiligen Verfahrens. Ansatzweise wird auf die verfahrensspezifischen Nachteile bzw. Unzulänglichkeiten eingegangen. Weil aus den Defiziten der existierenden Reduktionsverfahren der hier aufzuzeigende Handlungsbedarf abgeleitet wird, soll dieser Aspekt im Nachfolgenden ausführlich behandelt werden. Der Handlungsbedarf stellt das Fazit dieses Kapitels dar.

5 Handlungsbedarf

5.1 Allgemeines

Eine wesentliche Erkenntnis, die mit den hier behandelten Grundlagen zur schweißbedingten Verzugs- und Eigenspannungsentstehung vermittelt wurde, ist, dass Verformungen und Beanspruchungen durch den Einspanngrad in gegenläufiger Beziehung zueinander stehen (Abbildung 12, S. 23). Ohne spezielle Verfahren lassen sich Verzüge und Eigenspannungen nicht zusammen reduzieren. Es gibt eine Vielzahl an industriell etablierten Methoden, die entweder den einen oder den anderen Strukturaspekt behandeln. Meistens liegt dabei das Augenmerk auf der Verzugsreduktion. Rücken beide Störgrößen in den Fokus, müssen aufwendigere Maßnahmen zur Beherrschung der Problematik ergriffen werden. Die vielversprechendsten darunter wurden im vorherigen Kapitel beschrieben. Sie werden gegenüber den konventionellen Methoden⁶⁵ jedoch nicht oder nur vereinzelt in der Praxis eingesetzt [NAGY 2012, S. 28 f.]. Die Ursache hierfür liegt zum einen darin, dass insbesondere die thermisch wirkenden Verfahren noch nicht vollständig verstanden sind und deren Reifegrad weiterhin auf einem relativ niedrigen Niveau ist [NAGY 2012, S. 28]. Zum anderen sind es die angesprochenen Nachteile und Einschränkungen, die sowohl den thermischen als auch den mechanischen Reduktionsmethoden anhaften und den Anwender von einer Einsatzmöglichkeit abhalten. Diese Hürden werden nachfolgend näher betrachtet.

5.2 Defizite existierender Reduktionsverfahren

5.2.1 Allgemeines

Aufwendige Ermittlung der Reduktionsparameter

Eine allgemeine Schwierigkeit bei den thermischen und mechanischen Verfahren ist die Bestimmung leistungsfähiger Reduktionsparameter. Insbesondere bei den thermischen Verfahren mit ortsfesten Wärmequellen erweist sich die Einstellung und vor allem das Aufrechterhalten des erforderlichen Temperaturprofils im Bauteil als äußerst diffizil [SCHENK 2011, S. 52]. Weil die Abhängigkeiten zwischen den ein-

⁶⁵ z. B. Variation des Einspanngrades, elastisches Vorverformen, symmetrische Nahtanordnung, ausgleichendes Ausrichten im Füge Stoß durch Vorhalten des Verzugsmaßes (Prä-Prozess-Kompensation)

zelenen Einflussgrößen komplex und nicht umfassend beschrieben sind, ist ein entsprechend großer Parameterraum zu untersuchen. Dafür ist eine Vielzahl von Variationsrechnungen und Versuchsreihen notwendig. Zwar werden in den einschlägigen Forschungsarbeiten⁶⁶ zur Schweißverzugs- und Schweißbeigenspannungsbeherrschung einzelne Einflussgrößen und deren Wirkung auf das Strukturergebnis dargestellt, jedoch nur für den jeweils betrachteten Anwendungsfall. Eine mathematische Beschreibung der hochsensitiven Zusammenhänge bleibt aus. Für den Anwender des Reduktionsverfahrens bedeutet dies eine aufwendige Ermittlung der Parameterwerte.

5.2.2 Mechanische Verfahren

Hoher Kraftaufwand

Insbesondere beim *global mechanischen Strecken* sind selbst für Bauteile mit kleineren Querschnitten enorme Zugkräfte aufzubringen, die nur formschlüssig eingeleitet werden können. Dies setzt am Werkstück entsprechende Anbindungsmöglichkeiten voraus, die in den meisten Fällen allein dem fertigungstechnischen Zweck dienen würden und anschließend nutzlos wären. Neben strukturellen und designtechnischen Einschränkungen, die eine solche konstruktive Berücksichtigung hätte, widerstrebt dies der Philosophie vieler produzierender Unternehmen, Erzeugnisse mit ausschließlich funktionalen Gebrauchseigenschaften herzustellen.

Bei den lokal wirkenden Methoden sind zwar für die Lasteinleitung keine speziellen konstruktiven Voraussetzungen am Bauteil zu schaffen, dennoch sind auch bei diesen Verfahren enorme Kräfte erforderlich. Dementsprechend groß muss die Anlagentechnik dimensioniert sein (Struktur und Aggregate), welche die Walze oder das Walzenpaar auf das Werkstück presst. Darunter leidet die Portabilität des Systems, was das Spektrum an Einsatzmöglichkeiten einschränkt. Die zu fügenden Strukturen können in der Regel nicht an Ort und Stelle der Kompensationsmaßnahme unterzogen werden [COULES 2011, S. 486].

Kerbwirkung und Kaltverfestigung

Ein weiterer Nachteil des *lokalen Streckens*, der aus den hohen Anpresskräften resultiert, ist, dass sich die Walze in das Werkstück eindrückt und darin eine Furche hinterlässt. WEN ET AL. [2010] verursachten bei ihren Untersuchungen an einem

⁶⁶ van der Aa 2007; Altenkirch 2009b; Coules 2012; Han 2002; Jung 2003; Nagy 2012; Pilipenko 2001; Qureshi 2008; Richards 2009; Schenk 2011

Aluminiumblech (EN AW-2024 T3) mit den Maßen $500 \cdot 3,2 \cdot 250 \text{ mm}^3$ eine Dickenreduzierung im Bereich des Walzen-Bauteil-Kontaktes von 2,5 % (= 0,08 mm). Eine solche Oberflächenstörung stellt nicht nur einen optischen Qualitätsmangel dar, sondern vor allem eine strukturelle Schwächung (Kerbwirkung). In diesem Zusammenhang steht eine Beobachtung von COULES [2012, S. 190 ff.], die das Verfahren grundlegend in Frage stellt. Gegenüber anderen Wissenschaftlern erweiterte er seine experimentellen Untersuchungen und prüfte, ob sich mit der Eigenspannungsreduktion auch das originäre Ziel einer Erhöhung der Bauteillebensdauer erfüllt hat. Er stellte fest, dass die ertragbaren Lastwechsel durch das Eindringen der Walze bzw. des Walzenpaares in die Werkstückoberfläche deutlich abnehmen – um bis zu 22 % (Abbildung 28).

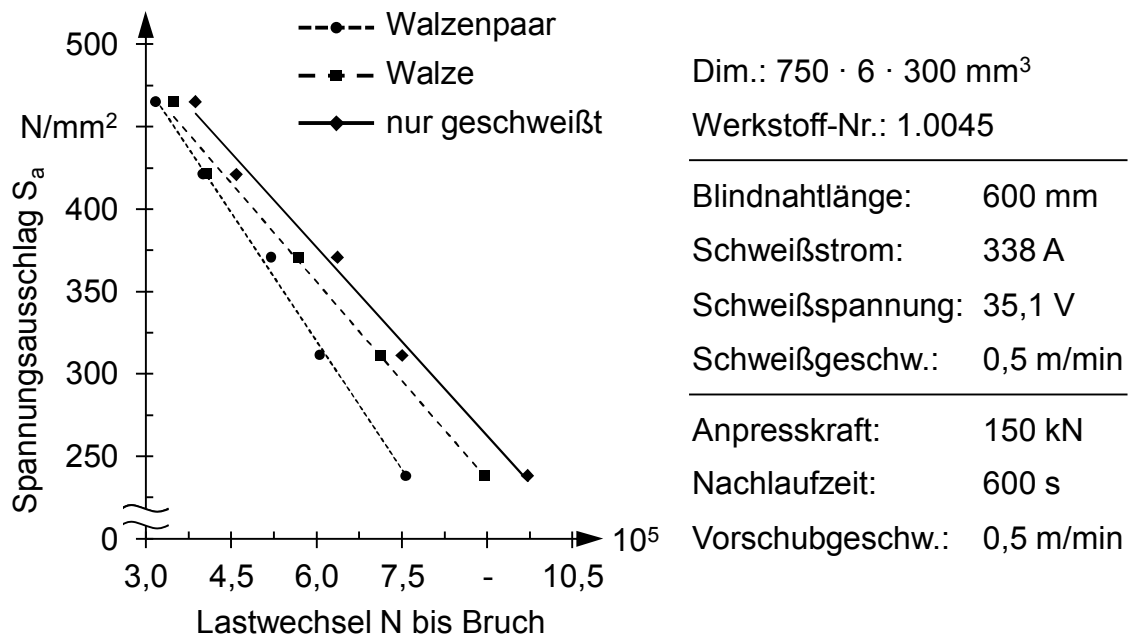


Abbildung 28: Effekt des lokal mechanischen Streckens mittels Walzen auf die Lebensdauer⁶⁷ eines Metallschutzgas-geschweißten Stahlbleches [COULES 2012, S. 116]

In allen drei Fällen des vorstehenden Diagrammes wurden die Probenbrüche durch Risse initiiert, die von der Nahtoberfläche am Rand des aufgeschmolzenen und wieder erstarrten Bereiches ausgingen (\rightarrow Solidusfläche). Sie verliefen nahezu senkrecht zur Oberfläche durch das Bauteil [COULES 2012, S. 116 ff.]. Als mögli-

⁶⁷ experimentell ermittelt mittels 4-Punkt-Biegeversuch (sinusförmiger Lastwechsel, Lastverhältnis $F_{min}/F_{max} = 0,1$, Frequenz $f = 2 \text{ Hz}$)

che Ursachen für den negativen Einfluss des Reduktionsverfahrens auf die Lebensdauer nennt COULES [2012, S. 143] die starke Kaltverfestigung und Spannungskonzentrationen an der verursachten Kerbe. Der ersten Vermutung steht jedoch der Mechanismus bereits etablierter Verfahren entgegen. So wird etwa beim *Strahlverfestigen* (Abschn. 4.4.2, S. 36 ff.) oder beim *gezielten mechanischen Überlasten* (Abschn. 4.4.3, S. 39 ff.) der Effekt der Kaltverfestigung erfolgreich genutzt, um die Lebensdauer zu erhöhen. Dies ist auch COULES [2012, S. 143] bewusst, weshalb er den praktischen Einsatz dieses Verfahrens erst dann empfiehlt, wenn ein profundes Verständnis geschaffen ist. Es seien noch längst nicht alle Effekte beim *lokal mechanischen Strecken* nachvollzogen [COULES 2012, S. 144].

Begrenzter Einfluss auf kritische Verzugsformen

Die mechanisch wirkenden Methoden sind nicht dafür ausgelegt, den in der Regel dominierenden Winkelverzug zu beseitigen. Hierzu müssten sie in transversaler Richtung entweder auf der der Schweißquelle zugewandten Seite plastische Streckungen einbringen oder auf der abgewandten Seite plastische Stauchungen (s. auch Abbildung 6, S. 15). Dies wird mit keinem der beschriebenen Verfahren erreicht. Beim *global mechanischen Strecken* dehnt sich das Bauteil in Nahtlängsrichtung. Zwar ändert sich dabei auch die transversale Dehnungssituation, jedoch zu Ungunsten des winkelbezogenen Fertigungsergebnisses. ALTENKIRCH [2009B] hat den Zusammenhang zwischen der Kraft, mit der das Werkstück beim *global mechanischen Strecken* gedehnt wird, und dem Winkelverzug untersucht. Er kam zu dem Schluss, dass mit steigenden Zugkräften zwar die Längseigenstressen abnehmen, aber der Winkelverzug deutlich zunimmt [ALTENKIRCH 2009B, S. 167 f.]. Den Zusammenhang zwischen Kompensationslast und Winkelverzug untersuchte er auch für die lokale Variante des *mechanischen Streckens*. Hierfür betrachtete er das In- und das Post-Prozess-Verfahren (s. auch Abbildung 21, S. 45). Bei ersterem war der Kompensationserfolg so gering, dass ALTENKIRCH [2009B, S. 186] bewusst davon absah, von einem systematischen Trend zwischen der Anpresskraft und der Verzugsreduktion (Winkel- und Biegeverzug) zu sprechen. Anders war die Situation beim Post-Prozess-Strecken. Hierfür zeigte er auf, dass sich sowohl die Eigenstressen als auch der Winkel- und der Biegeverzug reduzieren lassen [ALTENKIRCH 2009B, S. 190 ff.]. Hingegen gelang es ihm nicht, weder die eine noch die andere Verzugsausprägung vollständig zu beseitigen. Nach Überschreitung eines bestimmten Lastniveaus kehrten der Winkel- und der Biegeverzug ihre Ausprägungsrichtung um und nahmen mit Erhöhung der Last kontinuierlich zu. Dabei ergab sich auch im Moment der Ausprägungsumkehr keine verzugsfreie Situation, weil entweder der Biege- oder der Winkelverzug noch deutlich vorhanden waren.

5.2.3 Thermische Verfahren

Hoher Energieaufwand bei niedrigem Wirkungsgrad

Allen thermisch wirkenden Verfahren ist gemein, dass zusätzlich zur prozessinduzierten Bauteilwärme noch weitere thermische Energie zu- oder abgeführt wird (Wärme oder Kälte), von der nur ein Bruchteil vorteilsbringend genutzt werden kann. Der Großteil bleibt ungenutzt und wird vom Werkstück mit der Umgebung ausgetauscht. Dementsprechend energetisch ineffizient und kostenintensiv sind die thermischen Methoden.

Gefügeveränderungen

Ein weiteres Problem, welches mit umwandlungsfähigen Werkstoffen auftritt, sind die zusätzlich ausgelösten Gefügeveränderungen. Sie führen zu einer Versprödung der betroffenen Bereiche und verringern damit die Lebensdauer des Bauteiles.

Begrenzter Einfluss auf kritische Verzugsformen

Auch die thermischen Verfahren sind nicht dafür ausgelegt, den Winkelverzug zu reduzieren. Dessen Ursache liegt in der inhomogenen Temperaturverteilung über die Querschnittshöhe. Folglich wäre für eine thermische Kompensation des Winkelverzuges die Temperaturverteilung zu homogenisieren. Die hier genannten Verfahren bewirken das nicht, ohne dabei ihre Fähigkeit zur Eigenspannungsreduktion zu verlieren. CONRARDY ET AL. [1997; 2006] setzten das *transient thermische Strecken mittels Wärmequellen* (vgl. Abbildung 24, S. 51) beim Schweißen von Schiffswänden ein. Zwar gelang es ihnen, den Biegeverzug und das Beulen deutlich zu reduzieren, jedoch blieb der Winkelverzug nahezu unbeeinflusst und weiterhin auf einem hohen Niveau. JUNG [2003] ordnete, ähnlich wie in Abbildung 23 (S. 49) gezeigt, eine Wärmesenke unter⁶⁸ dem Bauteil (T-Stoß) an, um den Temperaturausgleich über die Querschnittshöhe zu forcieren. Mit der Absicht, so den Winkelverzug beim Schweißen zu reduzieren, bewirkte er das Gegenteil. Anhand seiner numerischen Berechnungen zeigte er, dass sich durch diese Anordnung der Winkelverzug gegenüber dem konventionellen Schweißen deutlich erhöht (um das 2,6-Fache). Dies ist nachvollziehbar, weil bei einer Kühlung von unten⁶⁸ der Temperaturgradient bzw. die Inhomogenität der Temperaturverteilung zunimmt. In Anbetracht dessen tauschten MOCHIZUKI und TOYODA [2007] die Wärmesenke durch eine zweite Schweißwärmequelle aus (Abbildung 29, S. 62). Auf diese Weise ver-

⁶⁸ Die unten liegende Werkstückseite ist diejenige, die der Wärmequelle abgewandt ist.

ursachen sie auf beiden Werkstückseiten einen identischen (entgegengesetzten) Winkelverzug und somit einen verzugsneutralen Zustand im Ergebnis.

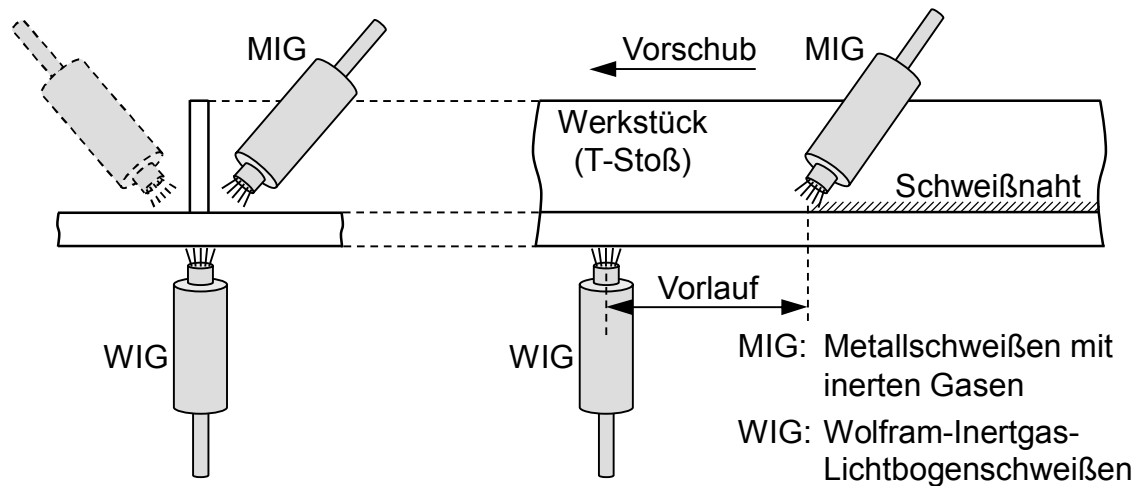


Abbildung 29: Prinzip des „rückseitigen Vorwärmens“ zur Vermeidung von Winkelverzug; durch die Hinzunahme einer weiteren Schweißwärmequelle (WIG⁶⁹) auf der gegenüberliegenden Werkstückseite wird ein ausgleichender Winkelverzug hervorgerufen [MOCHIZUKI 2007, S. 266]

Allerdings ist diese Methode nicht geeignet, den Schweißbeigenspannungszustand zu reduzieren. Dieser blieb bei ihren Versuchen gegenüber dem einseitig geschweißten Zustand nahezu unverändert. Als Ursache dafür nennen sie die insgesamt eingebrachte Wärmemenge, die in beiden Fällen identisch war. Es sei die Gesamtwärmemenge, welche die Verteilung und die Höhe der Schweißbeigenspannungen maßgeblich bestimmt [MOCHIZUKI 2007, S. 268].

5.3 Handlungsbedarf aufzeigendes Fazit und Kapitelüberleitung

Zusammenfassend leitet sich aus den Defiziten der existierenden Reduktionsverfahren die Notwendigkeit ab, ein ganzheitliches Konzept zu schaffen, das den Anforderungen seitens der Industrie an ein Verfahren bzw. an eine Methode zur Schweißverzugs- und Schweißbeigenspannungsbeherrschung gerecht wird. Dies impliziert im

⁶⁹ Weil nur auf der Oberseite in den Kehlnähten das Einbringen eines Zusatzmaterials gewünscht ist, wird auf der Unter- bzw. Rückseite das WIG-Verfahren eingesetzt. Letzteres setzt kein Zusatzmaterial voraus.

Wesentlichen die Umsetzung der beiden im Unterkapitel 2.4 (S. 10) aufgeführten Punkte. Zum einen ist ein Reduktionsverfahren zu entwickeln (a), das sich vor dem Hintergrund der genannten Defizite durch folgende Merkmale auszeichnet:

- leistungsfähig,
- energieeffizient,
- ergebniszuverlässig bzw. prozesssicher und
- (Bauteil-)strukturverträglich.

Zum anderen gilt es, eine Auslegungsmethodik zu schaffen (b), die

- ohne Durchführung zahlreicher Realversuche und
- ohne intensive Einbindung des Anwenders

zu leistungsstarken (respektive optimalen) Parametereinstellungen für das Reduktionsverfahren führt. Beide Punkte (a & b) sind zentrale Bausteine der nachfolgend beschriebenen Methodik. Sie zeigt das übergeordnete Vorgehen in dieser Arbeit auf. Die methodischen Bausteine (a, b und weitere) werden daran anschließend ausführlich im Einzelnen erläutert (Kap. 7 bis 10).

6 Methodik und Vorgehensweise

6.1 Allgemeines und Überblick

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein neuer Ansatz zur Schweißeigenstress- und Schweißverzugsbeherrschung vorgestellt. Er basiert auf einem mechanischen Prinzip, nutzt aber die durch den Schweißprozess induzierte Wärme synergetisch aus. Die zugrundeliegende Idee entspringt dem bereits diskutierten Zusammenhang zwischen Einspanngrad, Schweißeigenstress und Schweißverzug (s. Abbildung 12, S. 23). Das Entstehen von schweißbedingten Verzügen wird bei der hier vorzustellenden Methode toleriert, gegebenenfalls sogar unterstützt. Dadurch bleiben die Schweißeigenstress auf einem relativ niedrigen Niveau. Die akzeptierten Verformungen werden während und nach dem Schweißprozess durch ein lokal wirkendes Kompensationsverfahren beseitigt. Hierbei wird in der In-Prozess-Phase (Phase des Schweißprozesses) ein besonderer thermomechanischer Bauteilzustand abgewartet, der sich in dem frühen Stadium der Abkühlung einstellt und es erlaubt, die Ausgleichsverformungen strukturverträglich einzubringen. Dies ist einer der hier genutzten Reduktionsmechanismen. Ein zweiter reduziert in der Post-Prozess-Phase (Phase der Abkühlung) die Schweißeigenstress weiter. Er wird im vollständig abgekühlten Zustand angewandt, wenn die Eigenstressentwicklung abgeschlossen ist. Mit beiden Mechanismen zusammen lässt sich ein signifikantes Reduktionspotenzial erschließen. Dabei ist das hier vorzustellende Verfahren insbesondere in den kritischen oberflächennahen Nahtbereichen besonders effektiv. Das Beispiel dieser Arbeit zeigt, dass sich die Eigenstresshöchstwerte⁷⁰ um bis zu 87 % gegenüber dem ausschließlich geschweißten und frei verformbaren (keine Einspannung) Zustand reduzieren lassen.

Was bei den existierenden Reduktionsverfahren das wesentliche Problem darstellt, soll dem Anwender mit der Auslegungsmethodik dieser Arbeit erspart werden. Die Bestimmung der optimalen Kompensationsparameter geschieht mittels eines rechnerbasierten Vorgehens automatisiert. Der Anwender legt ein Simulationsmodell der Schweißaufgabe zugrunde, woraufhin ein Kompensationsalgorithmus die optimalen Parameter autonom bestimmt. Sie werden abschließend dem realen System als Sollgrößen (Kraft-Weg-Trajektorie) vorgegeben, welches darauf basierend den beanspruchungsreduzierenden Verzugsausgleich am Bauteil herstellt.

⁷⁰ Vergleichs(eigen)spannungswerte berechnet nach der Gestaltänderungsenergiehypothese

Dem Kompensationsalgorithmus kommt damit eine zentrale Rolle dieser Arbeit zu. Er ist ein leistungsfähiges Werkzeug, das die komplexen thermomechanischen Vorgänge beim Schweißen und bei der Kompensation interpretiert und sie daraufhin gezielt beeinflusst. Für jeden Bauteilort auf dem Kompensationspfad identifiziert er den strukturverträglichsten Moment für den lokalen Verzugsausgleich und bestimmt die dafür erforderliche Last – unter Berücksichtigung der Rückfederung. Dem Algorithmus werden Kompensationskriterien zugrunde gelegt, die es ihm ermöglichen, die Kompensation gezielt durchzuführen.

Die Bausteine des hier beschriebenen Konzeptes zur *rechnergestützten Schweißverzugs- und Schweißeigenstressbeherrschung* werden in den nachfolgenden Kapiteln 7 bis 10 behandelt (s. auch Abbildung 3, S. 7). Dieses Kapitel stellt den Zusammenhang zwischen den einzelnen Methoden her und zeigt deren Zweck auf.

6.2 Lokale Verzugskompensation

Verformungsüberlagerung zur Verzugsneutralisation

Gegenüber den anderen Methoden mit lokalem Wirkeinfluss ist eine Eigenheit des Verfahrens dieser Arbeit der Verzicht auf ein Gegenlager (Aufspanntisch, Komplementärwalze o. ä.). Es wird hier ein anderes Prinzip genutzt. Anstatt durch eine entsprechend hohe Druckbelastung das Bauteil über seine gesamte Dicke plastisch zu homogenisieren, wird mittels einer wesentlich kleineren Last und mit geringerer Strukturauswirkung ein neutralisierender Verformungszustand durch Über- bzw. Durchbiegen des Werkstückes überlagert (Abbildung 30).

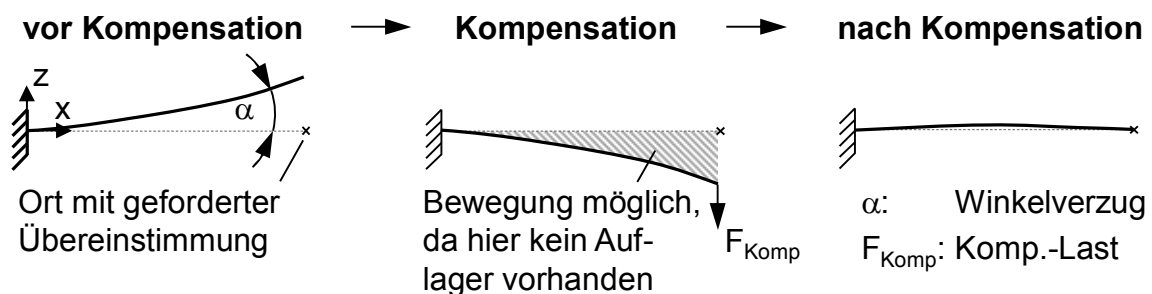


Abbildung 30: Schematische Darstellung des hier genutzten Kompensationsprinzips zur Verzugsneutralisation durch Verformungsüberlagerung (Überbiegen)

Das Überbiegen ist möglich, weil die Kompensationsbewegung am Bauteil bis dorthin ausgeführt werden kann, wo bei den existierenden Verfahren das Gegenla-

ger genau dies verhindern soll (Abbildung 30, schraffierte Fläche, S. 66). Dort befindet sich bei den existierenden Verfahren ein Aufspanntisch oder eine Komplementärwalze.

Freisetzung von Verzugspotenzialen zur Eigenspannungsreduktion

Eine weitere Eigenheit des hier vorzustellenden Verfahrens ist die lokale Einflussnahme auf den Bauteilverzug unter Anpassung an die thermomechanische Struktur-situation am jeweiligen Bauteilort. Dies ermöglicht es, unerwünschte Verzugspotenziale aufzulösen und dabei elastische Energie bzw. Eigenspannungen abzubauen, was sich wie folgt verstehen lässt.

Der Verzug, der sich nach dem Schweißen am Bauteil messen lässt, ist das Ergebnis einer Gleichgewichtseinstellung von Verzugspotenzialen. Sie liegen in unterschiedlicher Ausprägung entlang der Naht vor. Würde das Bauteil quer zur Naht in Scheiben geschnitten werden, würde sich in den einzelnen Querschnitten jeweils ein anderer Verzug einstellen. Das lokale Potenzial setzt sich in lokale Verformung um. Zuvor war es in Form von elastischer Schubbeanspruchung gebunden, die zwischen den Scheiben wirkte und zu einer ganzheitlichen Verzugssituation führte. Bei scheibenartiger Auflösung des Bauteilzusammenhanges stellen sich querschnittsindividuelle (mechanische) Gleichgewichtszustände ein. Elastisch gebundene Verformungsenergie wird frei; Eigenspannungen bauen sich ab. Der Effekt einer Potenzialfreisetzung lässt sich anhand einer einzelnen Steppnahtschweißung⁷¹ nachvollziehen, die als Blindnaht mittig auf ein Blech appliziert wird (Abbildung 31, S. 68). Dadurch, dass die Länge der Blindnaht nur einen Teil der Bauteillänge (in Nahrichtung) ausmacht, bleiben die vor und hinter der Naht liegenden Bereiche frei von plastischen Deformationen. Zwar werden diese Bereiche durch die Schweißung (mit-)verformt, jedoch nur elastisch (Abbildung 31 a & b, S. 68). Folglich nehmen sie ihre ursprüngliche Lage wieder ein, wenn der Werkstoffzusammenhang zu den (elasto-)plastisch verformten Bereichen aufgelöst wird (Abbildung 31 c, S. 68). Wie sich dieses elastische Potenzial bei einem Bauteil gezielt freisetzen bzw. abbauen lässt, ohne dafür das Werkstück physisch zu zerteilen, wird nachfolgend erklärt.

⁷¹ Hierbei wird das Bauteil nicht über die gesamte Stoßlänge geschweißt, sondern nur teilweise [DILTHEY 2005, S. 214 f.].

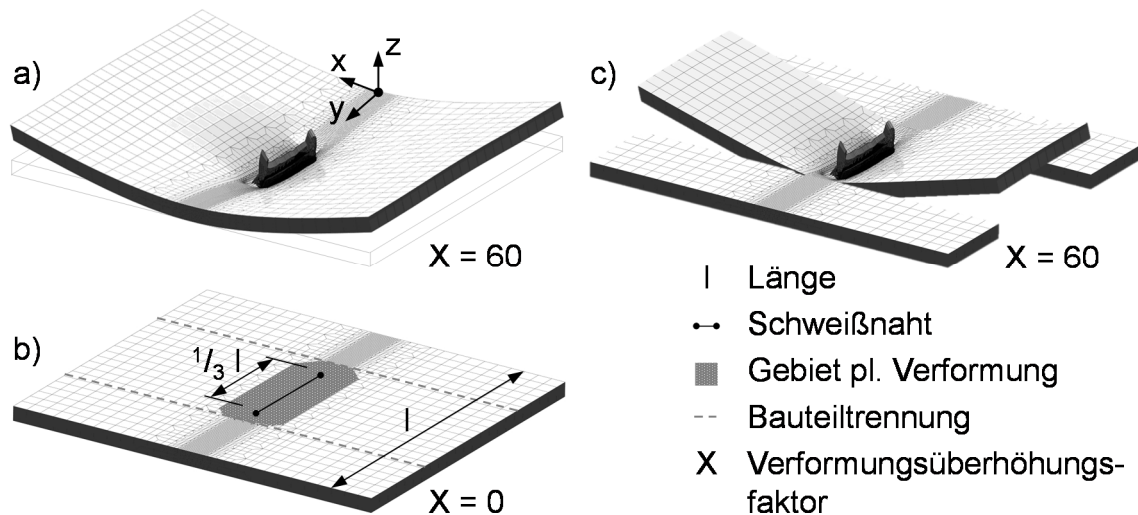


Abbildung 31: Freisetzung von Verzugsanziehungen vor und hinter einer Blindnaht durch querschnittsweise Aufhebung des Werkstoffzusammenhanges zur Trennung der elastisch von den plastisch verformten Bauteilbereichen

Fokussierung des Einwirkungsbereiches zur lokalen Strukturadaptation

Der Zweck der lokalen Verzugskompensation ist es, sich an die in Nahtlängsrichtung variierende Struktursituation anzupassen, die von unterschiedlichen Verzugsanziehungen geprägt ist. Dafür Voraussetzung ist ein Mechanismus, der seinen plastischen Struktureinfluss auf einen kleinen Bauteilbereich fokussiert. Entsprechend klein ist die Kontaktfläche zu gestalten, über die die Kompensationslast in das Werkstück eingeleitet wird (unter Beachtung der zulässigen Flächenpressung an den Kontaktpartnern). Hierzu greift die Last unter der Naht des blechförmigen Bauteiles an, wodurch sich auf der Gegenseite eine „Dehnungskuppel“ ausbildet. Vergleichbar ist dies mit der Verformung einer Membran, auf der eine (schwerkraftbehaftete) Kugel liegt. Die dadurch verursachten Werkstückdehnungen sind im Scheitelpunkt der Wölbung maximal. Dies ist der genutzte Effekt, mit dem sich die Ausgleichsverformungen gezielt dort einbringen lassen, wo die Verzugsursache liegt. Auf der Oberseite des Bauteiles wird der Werkstoff gestreckt, auf der Unterseite gestaucht. Es lässt sich gezielt ein verzugsneutraler Verzerrungszustand einstellen. Da die Kuppel ihre Gestalt durch Dehnungen in Längs- und Querrichtung erlangt, lassen sich sowohl der Winkelverzug als auch der Biegeverzug kompensieren (s. auch Abbildung 5, S. 13).

6.3 Temperaturfeldabhängige Eigenspannungsreduktion

Neben dem genannten⁷² Effekt zur Eigenspannungsreduktion, der aus der Auslöschung elastischer Verzugspotenziale resultiert, kommen in dieser Arbeit noch zwei weitere Reduktionsmechanismen zum Einsatz. Ihnen gilt das primäre Interesse, da sie den wesentlichen Beitrag zum Eigenspannungsabbau leisten. Sie werden in Kapitel 8 (S. 91 ff.) eingehend erläutert. An dieser Stelle gilt es nachzuvollziehen, weshalb der zuvor⁷³ erläuterte Verfahrensaspekt des lokalen Einwirkens nicht nur bei der Verzugskompensation eine wesentliche Rolle spielt, sondern auch maßgeblich bei der Eigenspannungsreduktion.

Ausnutzung der lokalen Wärmedehnungs-Fließgrenzen-Situation

Die Wärmetransportvorgänge im Bauteil gehen solange vonstatten, wie darin Temperaturunterschiede bestehen. In Abhängigkeit der unterschiedlich (thermisch) gestreckten und (thermisch) gestauchten Bereiche stellen sich auch verschiedene Eigenspannungs- und Verformungszustände ein. Sie hängen von den Temperaturunterschieden ab und ändern sich solange mit der Zeit, bis der thermisch ausgeglichene Bauteilzustand erreicht ist. Dabei ergeben sich mit Blick auf den Beanspruchungszustand im Umfeld eines verzugsbehafteten Bauteilbereiches günstige und ungünstige Situationen für den Verzugsausgleich. Das heißt, einige Kompensationszeitpunkte wirken auf den resultierenden Eigenspannungszustand reduzierend⁷⁴, andere erhöhend⁷⁴. Das Zeitfenster dazwischen kann mitunter so klein sein, dass im selben Moment beide Situationen im Bauteil vorliegen (Abbildung 32, S. 70). Ebenso wie das Wärmequellenzentrum „wandern“ auch die Kompensationsbedingungen zeitlich versetzt durch das Bauteil. Je kleiner dabei das Zeitfenster zwischen günstiger und ungünstiger Situation wird, desto kleiner ist auch das Werkstoffgebiet, welches die Kompensationsbelastung verträglich aufnimmt (Abbildung 32, S. 70, weißer Bereich). Außerhalb dieses Gebietes sind die Kompensationsbedingungen entweder *nicht mehr* oder *noch nicht* optimal (Abbildung 32, S. 70, graue Zone). Bei einer zu frühen oder zu späten Kompensation verschlechtert sich der Beanspruchungszustand. Dadurch, dass das lokale Kompensationsprinzip es erlaubt, den plastischen Einfluss auf einen kleinen Bereich zu konzentrieren, lassen sich die Ausgleichsverformungen auch bei schnellen Wärmetransportvorgängen und kleinem „Verträglichkeitsgebiet“ unter optimalen Voraussetzungen einbringen.

⁷² in Unterkap. 6.2 (S. 67 ff.)

⁷³ s. „Fokussierung des Einwirkbereiches zur lokalen Strukturadaption“ (S. 68)

⁷⁴ bezogen auf den ausschließlich geschweißten Zustand, also ohne Kompensation

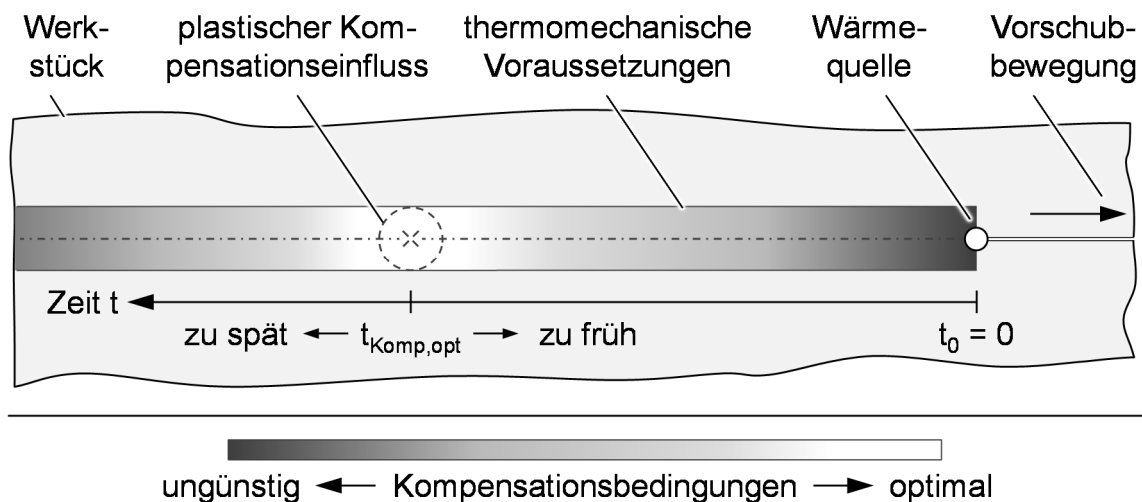


Abbildung 32: Zusammenhang zwischen Wärmequellenposition und instationären thermomechanischen Kompensationsbedingungen; abhängig vom zeitlichen Versatz t_{Komp} variiert das beanspruchungsbezogene Kompensationsergebnis aufgrund unterschiedlicher Strukturverträglichkeit

Optimale Bedingungen liegen bei einer speziellen Wärmedehnungs-Fließgrenzen-Situation vor. Sie ist durch zwei Merkmale gekennzeichnet:

- homogene Verteilung der Wärmedehnungen über die Bauteildicke und
- erniedrigte Fließgrenze aufgrund erhöhter Temperatur.

Diese Punkte werden ausführlich in Kapitel 8 (S. 93 ff.) erläutert.

Gezielte mechanische Überlastung durch lokale Dehnungsüberhöhung

Die gezielte mechanische Überlastung zum Eigenspannungsabbau ist ein effektiver Mechanismus, wie er beispielsweise bei der *Autofrettage* zum Einsatz kommt (s. Abschn. 4.4.3, S. 39 ff.). Er soll auch hier Anwendung finden, allerdings auf eine andere Weise als bei den existierenden Verfahren. Anstatt eine bauteilglobale Werkstoffstreckung vorzunehmen, wird vorgeschlagen, eine lokale Dehnungsüberhöhung hervorzurufen. Neben dem Vorteil, dass die aufzubringenden Kräfte bei einem lokalen Einwirken signifikant niedriger sind als bei einer globalen Maßnahme, müssen die Kräfte nicht als Zuglast eingeleitet werden. Die Kompensationsbeanspruchung wird hier durch eine Belastung senkrecht zur Nahtoberfläche hervorgerufen – nicht längs dazu. Dies lässt sich technisch einfacher realisieren, da die Last nicht durch Reibung zu übertragen ist. Stattdessen wird die lastapplizierende Komponente des Kompensationssystems mit einer Kraft senkrecht auf die Bauteil-

oberfläche gedrückt. Damit ähnelt diese Anordnung der des *lokalen Streckens mittels Walzen* (vgl. Abbildung 21, S. 45). Der grundsätzliche Unterschied ist, dass auf der gegenüberliegenden Bauteilseite kein Gegenlager existiert – weder eine Auflage noch eine Komplementärwalze. Dort soll die sich einstellende Durchbiegung des Werkstückes eine lokale Streckung hervorrufen, die sich dem hohen Zugeigenspannungszustand in der Naht überlagert. Es kommt der in Abschnitt 4.4.3 (S. 39 ff.) beschriebene Reduktionsmechanismus der *gezielten mechanischen Überlastung* zum Tragen.

6.4 Automatisierte Ermittlung optimaler Parameterwerte

6.4.1 Allgemeines und Überblick

Die virtuellen Methoden, die in dieser Arbeit entwickelt und angewandt werden, sind integraler Bestandteil des hier vorgestellten Konzeptes zur Schweißverzugs- und Schweißigenspannungsreduktion. Sie basieren im Wesentlichen auf zwei Lösungsbausteinen:

- der thermomechanischen Struktursimulation und
- dem Kompensationsalgorithmus.

Das thermomechanische Strukturmodell bildet den Schweiß- und Kompensationsprozess ab. Es berücksichtigt neben dem Bauteil und der Wärmequelle alle relevanten Einflüsse der Umgebung, des Kompensationssystems und der nachgiebigen, wärmeleitenden Peripherie (Einspannung etc.). Die darauf basierende Struktursimulation berechnet zeitschrittweise, in sogenannte *Inkrementen*, die thermomechanischen Größen, die dem Algorithmus übergeben werden. Dieser greift über eine Routine fortwährend in die laufende Simulation ein und steuert den beanspruchungsreduzierenden Verzugsausgleich. Hierzu bieten FE-Programme die Möglichkeit, programmextern über Schnittstellen auf dynamische Randbedingungen innerhalb der Simulation zuzugreifen. Diese Randbedingungen stellen die Parameter des Kompensationsprozesses dar (*Last* und *Zeitpunkt*). Um den Verzugsausgleich gezielt und angepasst an die thermomechanische Struktursituation durchführen zu können, analysiert und interpretiert der Algorithmus die Dehnungssituation anhand von Kriterien. Dazu berechnet er querschnittsweise anhand des thermo-elastoplastischen Dehnungszustandes, den er nach jedem Berechnungsincrement aus der Simulation bezieht, die elastische, die plastische und die thermische Winkelverfor-

mung des Werkstückes. Anhand dieser (Bauteil-)globalen Verformungsgrößen bestimmt der Algorithmus den günstigsten Kompensationszeitpunkt und die für den Verzugsausgleich an entsprechender Stelle erforderliche Last unter Berücksichtigung der Rückfederung. Das finale Ergebnis der Simulation ist eine Krafttrajektorie $F(t)$, die in Abhängigkeit der Zeit t steht und dem realen Kompensationssystem als Sollgröße vorgegeben wird. Abbildung 33 (S. 73) fasst das Vorgehen zur automatisierten Ermittlung der optimalen Parameterwerte zusammen.

Dem innerhalb der Programmumgebung implementierte Kompensationsalgorithmus (Abbildung 33, S. 73, dunkelgraue Felder unten links) liegt ein rein kinematischer Zusammenhang zwischen dem *Verzerrungszustand im Querschnitt* und dessen *Winkelauslenkung* zugrunde. Dies und die Beschaffenheit des Verzerrungstensors, der sich aus einem elastischen, einem plastischen und einem thermischen Anteil zusammensetzt, erlauben Aussagen zur *Rückfederung*, zum *erzielten (verbleibenden) Kompensationseffekt* und zum *Einfluss der Wärmeverteilung auf das Beanspruchungsergebnis*. Hierfür werden die unterschiedlichen Dehnungsanteile über ein diskretisiertes Strukturgebiet (Querschnitt) gemäß einer Berechnungsvorschrift verarbeitet. Die Ergebnisse sind die der Dehnungsart entsprechenden Winkelverformungen. Sie werden vom Algorithmus als Kompensationskriterien genutzt, was im nachfolgenden Abschnitt näher erläutert wird. Eine detaillierte Sicht auf den Aufbau des Kompensationsalgorithmus ist in Abbildung 34 (S. 74) gegeben.

Legende:

- Realumgebung
- FEM-Umgebung¹
- Programmumgebung²

¹ im Rahmen dieser Arbeit MSC.Marc
² im Rahmen dieser Arbeit FORTRAN

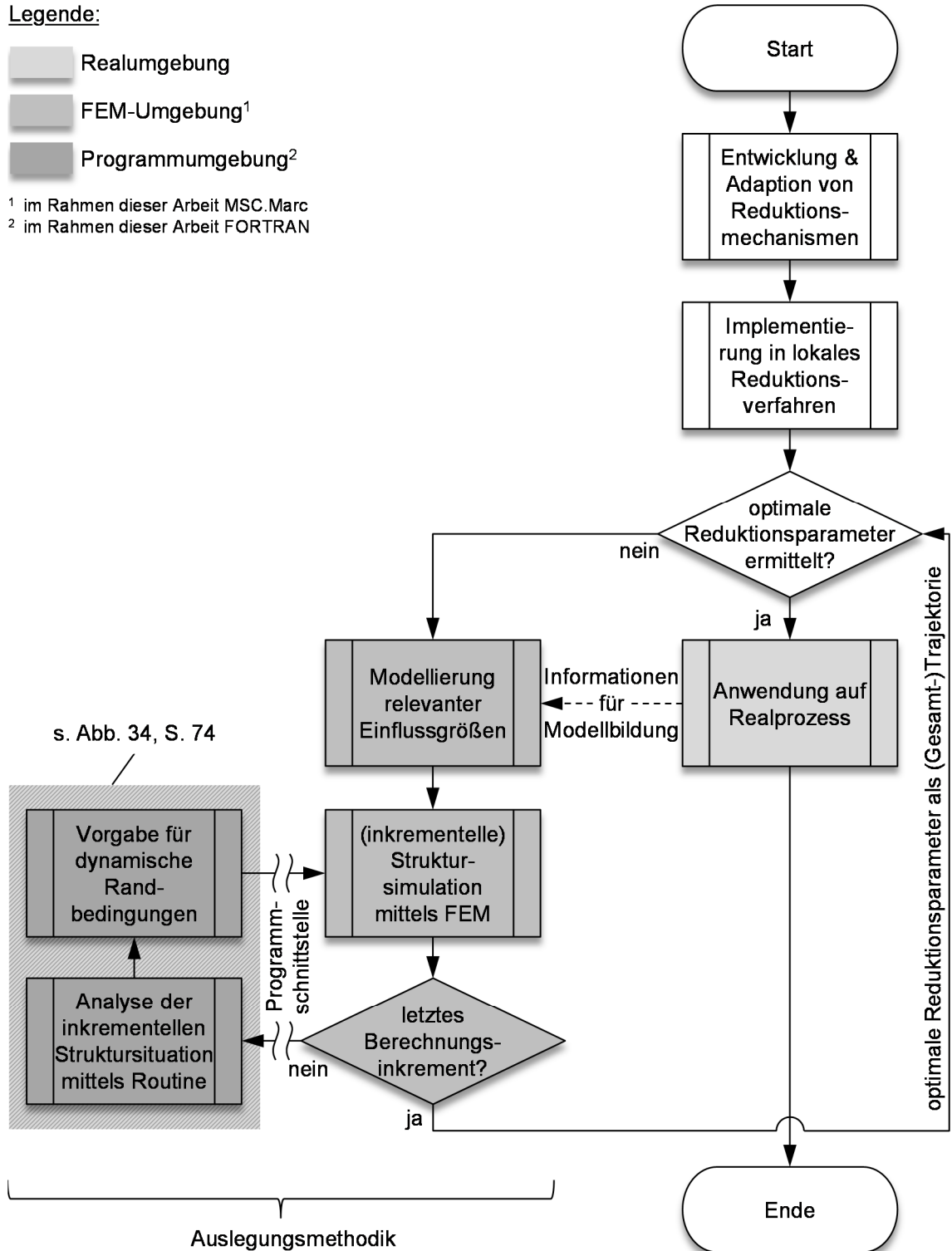


Abbildung 33: Zusammenwirken der methodischen Bausteine dieser Arbeit zur automatisierten Ermittlung der optimalen Parameterwerte (→ Kraft-Weg-Trajektorie) für das lokale Reduktionsverfahren; für die Bedeutung der verwendeten Symbole s. Anhang A2 (S. 198)

Legende:

t_i : Kompensationszeitpunkt

F_{Komp} : Kompensationskraft

$F_{Komp}(t_i)$: (Teil-)Trajektorie

 FEM-Umgebung¹

 Programmumgebung²

¹ im Rahmen dieser Arbeit MSC.Marc

² im Rahmen dieser Arbeit FORTRAN

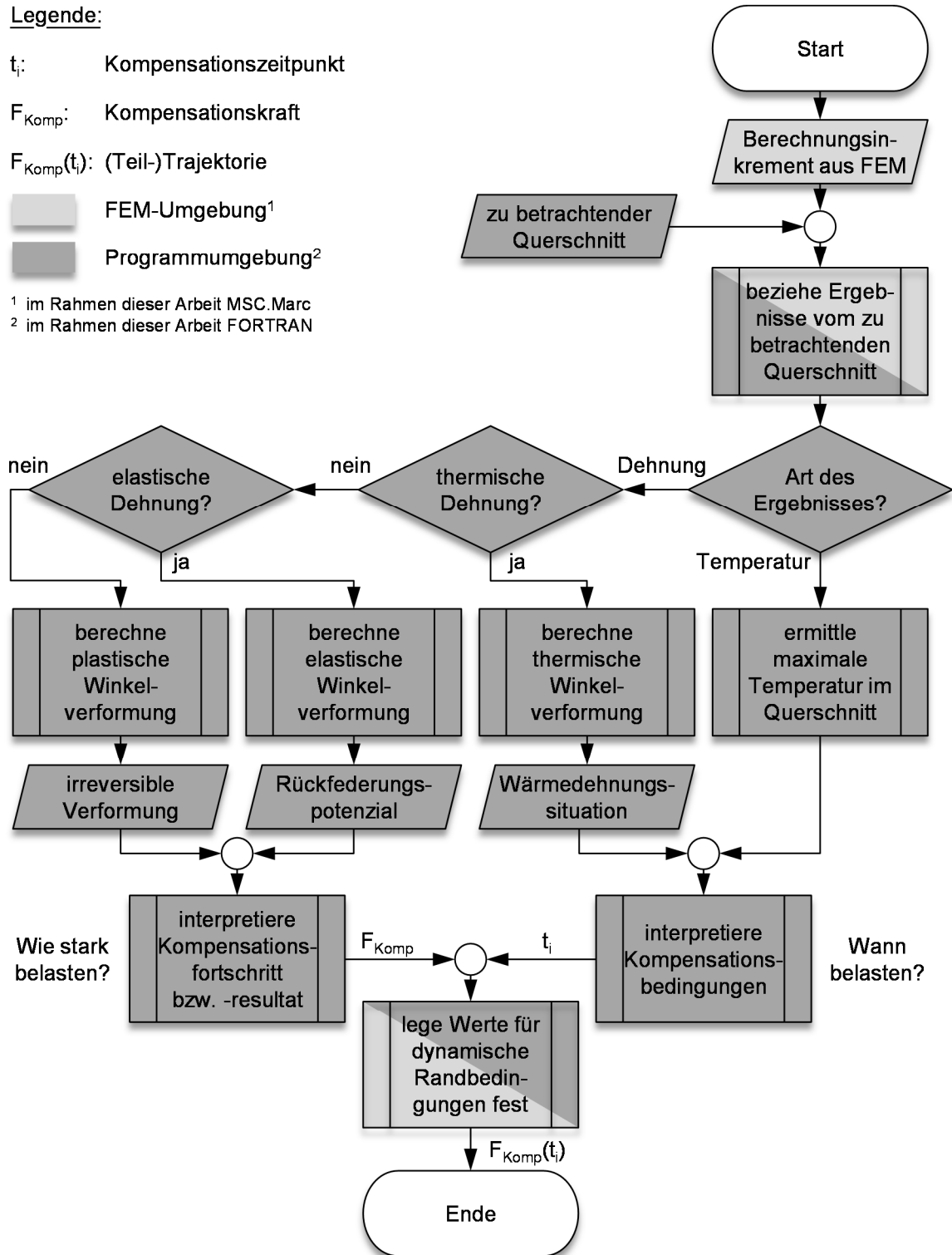


Abbildung 34: Aufbau des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Kompensationsalgorithmus, der nach jedem FE-Berechnungsincrement durchlaufen wird und dabei jeweils einen Teil der Trajektorie bestimmt; für die Bedeutung der verwendeten Symbole s. Anhang A2 (S. 198)

6.4.2 Definition von Kompensationskriterien

Die Definition von Kompensationskriterien steht vor dem Hintergrund, die Ermittlung der optimalen Reduktionsparameterwerte von einem Algorithmus vornehmen zu lassen. Hierzu werden FE-Informationen über den transienten inhomogenen Dehnungszustand in Kriterien überführt, an denen sich der Algorithmus bei der Kompensation orientiert. Er schließt auf die aktuelle und vor allem auf die finale Verformungssituation. Erstere kann durch große elastische Anteile geprägt sein, die aus der Einspannung, der thermischen Expansion⁷⁵ und insbesondere aus der aufgeprägten Kompensationslast resultieren. Erst bei Wegnahme aller Zwängungen und Lasten zeigt sich im thermisch ausgeglichenen Zustand der (finale) Verzug. Damit erklärt sich der Nutzen der ausschließlich dehnungsbasierten Berechnung der Winkelverformung (WV), denn analog dem Dehnungstensor lässt sie sich in einen elastischen, in einen plastischen und in einen thermischen Teil *dekomponieren*⁷⁶. Es ergeben sich die relevanten Größen für die Kompensation:

- elastische WV → Rückfederung und vorhandenes Verzugspotenzial
- plastische WV → Kompensationsfortschritt/-resultat
- thermische WV → Homogenität der Wärmedehnungsverteilung

Über die Informationen zur elastischen und plastischen Winkelverformung stellt der Algorithmus den lokalen Verzugsausgleich her. Wie die beiden Größen dafür anzuwenden sind, ist in Kapitel 9 (S. 117 ff.) beschrieben. Die thermische Winkelverformung gibt Auskunft über die Wärmedehnungsverteilung im betrachteten Strukturgebiet. In Kapitel 8 (S. 93 ff.) wird erläutert, wie sich über die Homogenität dieser Verteilung auf den zeit- und ortsbezogenen optimalen Kompensationspunkt schließen lässt.

6.4.3 Lokale Strukturanpassung durch querschnittsweise Betrachtung

Querschnittsbetrachtung

Wie bereits erläutert⁷⁷, hat das hier behandelte Verzugsproblem *Winkelverzug* seine Ursache in der transversalen Querschnittsebene (s. Abbildung 6, S. 15). Darüber

⁷⁵ Die thermische Expansion hat gemäß dem Prinzip von *actio und reactio* (u. a.) eine elastische Stauchung zur Folge.

⁷⁶ bezieht sich auf das Zerlegen des (Verzerrungs-)Tensors in seine Komponenten → *Dekomposition*

⁷⁷ in Unterabschn. 3.3.2.2, S. 14 ff.

hinaus wurde erläutert, dass die ursächliche Struktursituation entlang der Naht nicht konstant ist (s. Abbildung 31, S. 68) und aufgrund der Vorschubbewegung der Wärmequelle in Abhängigkeit der Zeit steht (s. Abbildung 32, S. 70). Es ist daher ein logischer Schritt, das Bauteil als eine *Aneinanderreihung zusammenhängender Querschnitte* zu betrachten. Auf diese Weise lässt sich das Problem querschnittsindividuell analysieren und die Kompensationsmaßnahme an den lokalen Strukturzustand anpassen.

Querschnittsdefinition

Bei dem vorstehend beschriebenen Vorgehen wird der Werkstoffzusammenhang zwischen den Querschnitten nicht aufgelöst. Es handelt sich um eine modellhafte Bauteilbetrachtung mit Blick auf definierte Strukturgebiete – die Bauteilquerschnitte. Möglich wird diese Perspektive durch die Finite-Elemente-Methode (FEM). Sie diskretisiert ein Kontinuum in endlich viele und endlich kleine Elemente. Für die Zuweisung von Elementen zu Querschnitten wird eine Hüllkurve genutzt. Sie bewegt sich in diskreten Schritten entlang der Naht durch das Bauteil und definiert so die Querschnitte. Hierzu wird nach jedem Schritt geprüft, welche Elemente respektive Integrationspunkte⁷⁸ innerhalb der Hüllkurve liegen. Diese werden dem Querschnitt an der jeweiligen Hüllkurvenposition zugewiesen. Die Dicke der Hüllkurve entspricht mindestens 58 %⁷⁹ der längsten Elementkante in Vorschubrichtung der Wärmequelle. Dadurch ist sichergestellt, dass stets von jedem Element, das von der Hüllkurve eingeschlossen oder geschnitten wird, mindestens ein Teil seiner Integrationspunkte innerhalb der Hüllkurve liegt. Dies ist die Voraussetzung, damit der über die Hüllkurve definierte Querschnitt vollständig, das heißt über alle seine Elemente, vom Kompensationsalgorithmus verarbeitet wird, denn die dem Algorithmus zu übergebenden FE-Ergebnisse, die Verzerrungen, werden an den Integrationspunkten eines Elementes berechnet und ausgegeben. Liegen keine Integrationspunkte eines Elementes innerhalb der Hüllkurve, entsteht dort eine „Berechnungslücke“. Ungenauigkeiten bezüglich der berechneten Winkelverformung und damit eine Abweichung vom optimalen Kompensationsverlauf wären die Folge.

⁷⁸ Die Integrationspunkte sind Stützstellen von Ansatzfunktionen eines Finiten Elementes. Darüber werden nach der Methode der Gauß-Quadratur bestimmte Ergebnisgrößen integriert (z. B. Spannungen und Dehnungen).

⁷⁹ Diese Angabe resultiert aus der Position eines Integrationspunktes im verwendeten Elementtyp (Hexaeder). Sie sind gegenüber den Elementknoten um 21 % nach innen versetzt (s. ggf. Abbildung 39, S. 89).

Querschnittsfreistellung

Um die im Kontext von Abbildung 31 (S. 68) erläuterten lokalen Verzugspotenziale gezielt auflösen zu können, sind sie vorab zu identifizierten. Hierfür erlauben es die virtuellen Methoden, einen Bauteilabschnitt unter theoretischen Umständen zu analysieren, die sich real nicht schaffen lassen. Strukturbereiche, die den Querschnitt umgeben, lassen sich temporär entfernen bzw. programmtechnisch deaktivieren. Der Querschnitt verhält sich sodann, als wäre er aus dem Bauteil(-Kontinuum) herausgelöst. Die Informationen, die sich aus diesem künstlichen Zustand gewinnen lassen, werden für die Kompensation genutzt. Sie geben Auskunft über das lokale Verzugspotenzial, welches in Form von elastischer Energie (\rightarrow Eigenspannungen) im Querschnitt vor seiner Freistellung konserviert war. Durch die Isolation setzt sich das Potenzial in Verformung um. Dieses Maß an freigewordener Verformung wird bei der lokalen Kompensation additiv berücksichtigt. Allerdings ist vor dem Verzugsausgleich der ganzheitliche Modellzustand wieder herzustellen, um eine realistische Kraft-Weg-Trajektorie zu simulieren, denn das Realbauteil erfährt keine Auflösung des Werkstoffzusammenhangs. Daher ist die (virtuelle) Freistellung des Querschnittes ein rein informativer und vollständig reversibler Vorgang. Es ergeben sich dabei ausschließlich elastische Änderungen, während der Querschnitt seine eigenbestimmte mechanische Gleichgewichtslage einnimmt. Der isolierte Verformungs- und Dehnungszustand wird registriert und die Informationen darüber werden gespeichert. Anschließend werden die temporär deaktivierten Strukturbereiche wieder in die Simulation einbezogen. Der thermo-elasto-plastische Bauteilzustand ist nach dem Freistellen derselbe wie davor. Abschließend erfolgt am ganzheitlichen Bauteilmodell die (querschnittsindividuelle) Kompensation unter Berücksichtigung des lokalen Verzugspotenzials. Die Einzelheiten hierzu werden in Abschnitt 10.3.4 (S. 140) erläutert.

6.5 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung

Die hier vorgestellte Methodik zur Schweißverzugs- und Schweißbeigenspannungsbeherrschung legt ein mechanisches Verfahren zugrunde, dessen Reduktionseffekt darauf beruht, den vom Schweißprozess ausgelösten Verformungen zu bestimmten Zeitpunkten Kompensationsdehnungen lokal zu überlagern. Durch die zeitliche und die örtliche Eingrenzung des Einwirkungsbereiches bzw. des bauteilbezogenen Reaktionsfeldes lassen sich besondere Strukturbedingungen nutzen, die in Abhängigkeit der Temperatursituation und damit in Abhängigkeit der Zeit stehen. Diese Bedingungen drücken sich im Kompensationsergebnis durch minimale Eigenspannungs-

höchstwerte aus. Um diese optimale Struktursituation für den lokalen Verzugsausgleich identifizieren zu können, wird eine simulationsbasierte Auslegungsmethodik entwickelt. Daraus gehen die beiden wesentlichen Kompensationsparameter *Zeitpunkt* und *Last* hervor, die zusammen als Trajektorie dem realen Kompensationsprozess vorgegeben werden. Grundlage der Auslegungsmethodik ist ein thermomechanisches Strukturmodell, das alle relevanten Effekte auf das Bauteil abbildet. Dies beinhaltet die Auswirkungen des Schweiß-, des Abkühl- und des Kompensationsprozesses. Bei der Simulation dieser Effekte werden die kontinuierlichen Realvorgänge in kleine zeitdiskrete Einheiten gegliedert (Inkremente). Die Ergebnisse dieser Berechnungsteile werden von einem Algorithmus analysiert, der daraufhin in die Simulation eingreift, um den nächsten Berechnungsschritt zu beeinflussen. Auf diese Weise steuert der Algorithmus schrittweise den virtuellen Kompensationsprozess. Dabei orientiert er sich anhand von Kriterien, die es ihm ermöglichen, den jeweiligen Bauteilzustand hinsichtlich der vorliegenden Kompensationsvoraussetzungen und des resultierenden Kompensationsergebnisses zu interpretieren. Am Ende ist ein optimales Strukturergebnis erreicht. Das heißt, das Bauteil ist verzugsfrei und eigenspannungsminimal. Was den vorgenannten Kriterien zugrunde liegt, wird im nächsten Kapitel erläutert. Es handelt sich um eine Berechnungsvorschrift, die vorgibt, wie Dehnungen in einem diskretisierten Strukturgebiet zu verarbeiten sind, um in Beziehung mit der aktuellen Verformungssituation des Bauteiles gestellt werden zu können. Die Natur des Dehnungstensors erlaubt es sodann, die Verformungssituation in einen thermischen, einen elastischen und einen plastischen Anteil aufzuspalten. Diese Verformungsanteile werden vom Algorithmus genutzt, um den Verzugsausgleich gezielt und unter optimalen thermomechanischen Voraussetzungen durchzuführen. Damit kommt der Berechnungsvorschrift eine zentrale Rolle in dieser Arbeit zu. Sie wird im Nachfolgenden entwickelt.

7 Erarbeitung der Kompensationskriterien

7.1 Allgemeines und Überblick

Der Zweck der Einführung und Nutzung der Kompensationskriterien wurde in Abschnitt 6.4.2 (S. 75 ff.) erläutert. In diesem Kapitel werden sie entwickelt. Dazu zeigt die Abbildung 35 (S. 80) neben dem Vorgehen (Ebene 2–4) und der Anwendung der Kompensationskriterien (Ebene 5), wodurch sie motiviert sind (Ebene 1). Letzteres steht vor dem Hintergrund, die lokal variierenden thermo-elasto-plastischen Strukturzustände für die Kompensationsmaßnahme interpretieren zu wollen (Ebene 1 → Ebene 2). Dem wird mit der erwähnten⁸⁰ querschnittsweisen Betrachtung nachgekommen (Ebene 2 → Ebene 3). Sie erlaubt es, einen definierten Bauteilabschnitt hinsichtlich seiner aktuellen strukturellen Situation zu analysieren, um ihn gezielt beeinflussen zu können. Hierfür wird zunächst untersucht, in welchem mathematischen Zusammenhang *Winkelverformung* und *Verzerrungen* zueinander stehen (Ebene 3). Dabei sind nur die transversalen⁸¹ Dehnungen (x -Richtung) von Interesse, denn sie sind für die hier betrachtete Verzugsform *Winkelverzug* ursächlich. Weil der gefundene Zusammenhang auf Dehnungen beruht, lässt sich analog den Verzerrungen auch die Winkelverformung in einen thermischen, einen elastischen und einen plastischen Anteil an der gesamten Winkelverformung dekomponieren (Ebene 4). Letztere und ihre thermo-elasto-plastischen Verformungsanteile sind die interessierenden Kompensationskriterien (Ebene 5). Wie diese Kriterien vom Algorithmus für die lokale Kompensation genutzt werden, ist in den anschließenden Kapiteln erklärt. Innerhalb dieses Kapitels wird erläutert, in welcher mathematischen Beziehung das *inhomogene thermo-elasto-plastische Dehnungsfeld* und die *resultierende Winkelverformung* stehen.

⁸⁰ s. Abschn. 6.4.3, S. 75 ff.

⁸¹ s. Fußnote 24 (S. 9)

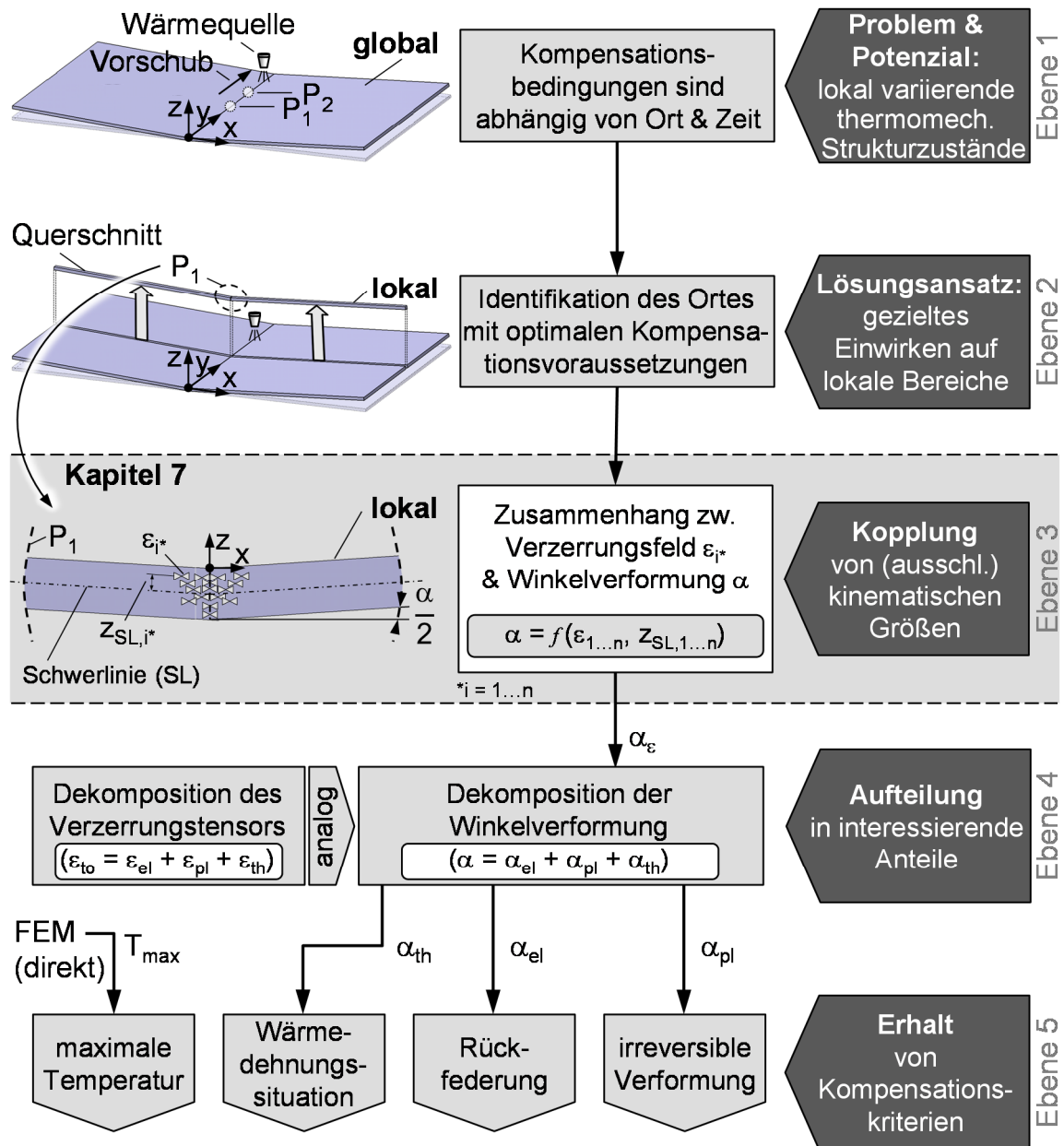


Abbildung 35: Motivation (Ebene 1) und Vorgehen (Ebene 2–4) zur Entwicklung der Kompensationskriterien (Ebene 5)

7.2 Beschreibung kontinuumsmechanischer Zusammenhänge

7.2.1 Allgemeines

Das hier zugrundeliegende Kompensationsprinzip beruht auf der Idee, einem verzugsverursachenden Eigendehnungszustand einen verzugsneutralisierenden Lastdehnungszustand zu überlagern, sodass nach Entlastung ein verzugsneutraler Ei-

gendehnungszustand verbleibt. Der Lastdehnungszustand stellt sich durch eine globale Verformung ein, welche dem Bauteil durch eine Kompensationslast aufgezwungen wird. Um die Last den Kompensationsanforderungen entsprechend zu bemessen, ist die Kenntnis über die thermisch bedingte Auslenkung, die Rückfederung und den verbleibenden Teil an der gesamten aufgezwungenen Verformung erforderlich. Hierfür wird die Abhängigkeit des globalen Verformungszustandes (die Winkelverformung betreffend) vom zugrundeliegenden Verzerrungsfeld aufgezeigt. Dies steht vor dem Hintergrund der hier genutzten Simulationen, mittels derer sich das Verzerrungsfeld ermitteln lässt und daher als gegeben angesehen werden kann.

7.2.2 Lokale Verzerrungen und globale Biegung

7.2.2.1 Berechnung unter Einbezug konstitutiver Gleichungen

Biege- und Flächenträgheitsmoment

Die Abbildung 36 a) zeigt ein stabförmiges Bauteil, das unter den äußeren Lasten F_z deformiert ist. Die x -Achse verläuft durch die Flächenschwerpunkte S aller Querschnitte (Abbildung 36 b). Sie wird daher allgemein als *Schwerachse* bezeichnet

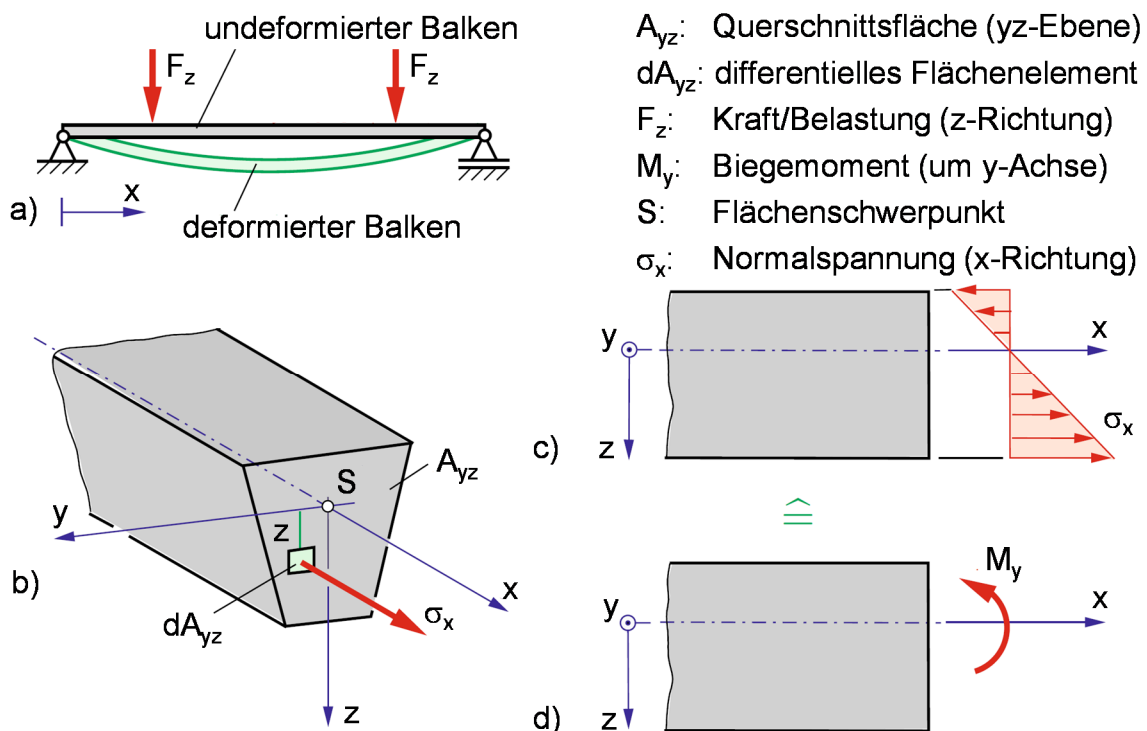


Abbildung 36: Verformungs- und Spannungssituation eines belasteten Biegebalkens [GROSS 2009, S. 89]

[GROSS 2009, S. 89, 111]. Die Belastung durch die Kräfte F_z ruft im Balken eine Beanspruchungssituation hervor, wie sie die Abbildung 36 c) zeigt. Dabei sei die Belastung so angenommen, dass als einzige Schnittgröße das Biegemoment M_y auftritt (Abbildung 36 d). Es ist dann äquivalent zum Moment der verteilten Normalspannungen bezüglich der y -Achse [ebd., S. 90]. Letzteres ergibt sich mit der differentiellen Kraft

$$dF_x = \sigma_x \cdot dA_{yz} \quad (7.1)$$

aus dem differentiellen Moment

$$dM_y = z \cdot dF_x = z \cdot \sigma_x \cdot dA_{yz} \quad (7.2)$$

zu

$$M_y = \int_{A_{yz}} z \cdot \sigma_x dA_{yz} = \int_{A_{yz}} z \cdot E \cdot \varepsilon_x dA_{yz} \quad (7.3)$$

[ebd.]. Darin ist $\int_{A_{yz}} z \cdot dA_{yz}$ ein sogenanntes *Flächenmoment erster Ordnung*, weil es die Abstände z des Flächenelementes dA_{yz} zur Schwerachse in der ersten Potenz enthält [ebd., S. 91]. Flächenmomente erster Ordnung werden auch als *statische Momente* bezeichnet [ebd.]. Entsprechend werden Flächenintegrale, welche die Abstände des Flächenelementes in zweiter Potenz enthalten, allgemein *Flächenmomente zweiter Ordnung* oder *Flächenträgheitsmomente* genannt. [ebd., S. 91 f.]. Ein beispielsweise auf die y -Achse bezogenes Flächenträgheitsmoment

$$I_y = \int_{A_{yz}} z^2 dA_{yz} \quad (7.4)$$

wird als *axiales Flächenträgheitsmoment bezüglich der y -Achse* bezeichnet [ebd., S. 92.]. Die Angabe „axial“ steht vor dem Hintergrund, dass es noch andere Flächenträgheitsmomente⁸² gibt. Mit dem axialen Flächenträgheitsmoment wird die Querschnitts-Abhängigkeit der Verbiegung eines belasteten Balkens zusammenfassend beschrieben. Hierbei sind die Verbiegung und die im Querschnitt entstehenden Spannungen umso kleiner, je größer das axiale Flächenträgheitsmoment ist.

⁸² Deviationsmoment, Zentrifugalmoment und polares Flächenträgheitsmoment

Differentialgleichung der Biegelinie

Die in der vorliegenden Arbeit behandelten Werkstücke haben blechförmige Dimensionen⁸³. Das bedeutet, dass die Dicke des Werkstückes gegenüber seinen anderen Abmessungen gering ist. Bei den hier anzustellenden Querschnittsbetrachtungen (vgl. Abbildung 35, Ebene 2, S. 80) sei die Ausdehnung des Querschnittes in y -Richtung gleich oder nahezu gleich seiner Ausdehnung in z -Richtung. Dies rechtfertigt mit Blick auf die Fügeteilbreite $B/2 \gg b_D$, den vom restlichen Werkstück isolierten Querschnitt als schlanken⁸⁴ Balken aufzufassen und damit die Annahme der Gültigkeit der *Bernoullischen Hypothesen*. Danach bleiben die Querschnitte schlanker Balken bei der Deformation eben und senkrecht zur deformierten Balkenachse [ebd., S. 116]. Hinsichtlich der Abbildung 37 bedeuten die Bernoullischen Annahmen das Folgende:

$$\gamma_m = w' + \psi = 0 \rightarrow \psi = -w' \quad (7.5)$$

[ebd., S. 116].

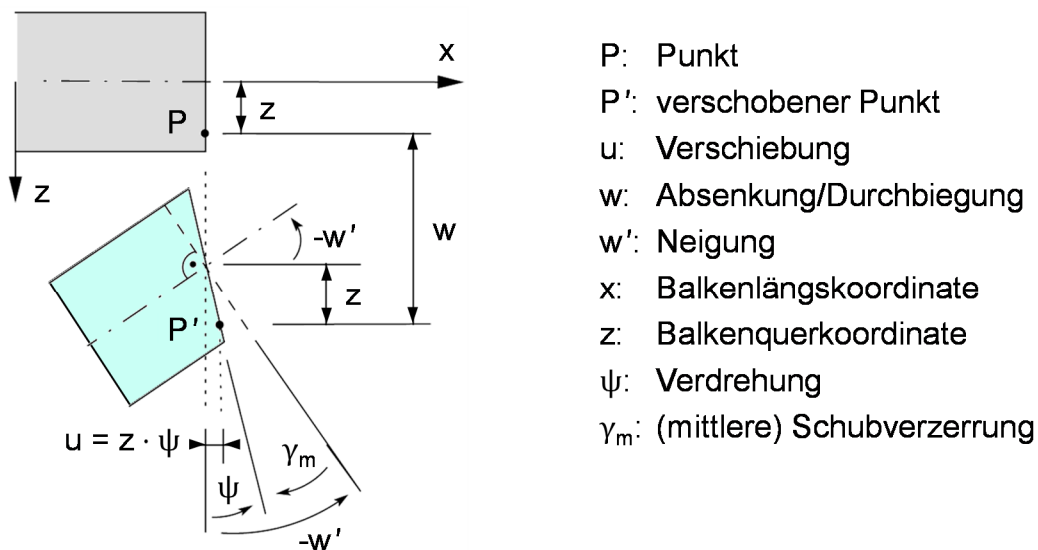


Abbildung 37: Verdrehung des belasteten Biegebalkens [GROSS 2009, S. 116]

Die Neigung w' ist gleich dem (negativen) Drehwinkel ψ oder anders gesprochen: ein Balkenelement erfährt in diesem Fall keine Winkeländerung bzw. keine (middle-

⁸³ s. auch Fußnote 33, S. 19

⁸⁴ Ein Körper wird als „schlank“ bezeichnet, wenn seine Länge wesentlich größer ist als seine Querschnittsabmessungen.

re) Schubverzerrung γ_m , weshalb der Balken als „schubstarr“ bezeichnet wird [ebd.]. Unter diesen Gegebenheiten lässt sich mittels der Balkentheorie⁸⁵ die *Differentialgleichung der Biegelinie* aufstellen:

$$w'' = -\frac{M_y}{E \cdot I_y} \quad (7.6)$$

[ebd.].

Krümmung der Balkenachse

In Gleichung (7.6) entspricht w'' näherungsweise⁸⁶ der Krümmung der Balkenachse. Sind das Moment M_y und die Biegesteifigkeit $E \cdot I_y$ bekannt, kann über die Krümmung (Gl. (7.6)) durch Integration die gesuchte Neigung w' bestimmt werden, denn sie ist es, die hier für die Bildung der Kompensationskriterien interessiert. Aufgrund der in dieser Arbeit behandelten inhomogenen Temperaturfelder, die im Werkstück auftreten, ist zu beachten, dass E in x -, y - und z -Richtung nicht konstant ist. Dies ist hinsichtlich der Gleichung (7.6) wie folgt zu berücksichtigen:

$$w'' = -\frac{M_y}{(E \cdot I_y)_{eff}} \quad (7.7)$$

mit

$$(E \cdot I_y)_{eff} = \int_{A_{yz}} E \cdot z^2 dA_{yz} \quad (7.8)$$

[GOVINDJEE 2008, S. 44]. Daraus folgt mit Gleichung (7.3) (S. 82) für w'' :

$$w'' = -\frac{\int_{A_{yz}} z \cdot E \cdot \varepsilon_x dA_{yz}}{\int_{A_{yz}} E \cdot z^2 dA_{yz}}. \quad (7.9)$$

Das Produkt aus der Krümmung w'' und der Länge eines differentiellen Wegstückes dx ergibt die differentielle Verdrehung $d\psi$ der Balkenachse (am jeweiligen Ort):

$$d\psi = w'' \cdot dx. \quad (7.10)$$

⁸⁵ Die Balkentheorie wurde nach qualitativen Vorarbeiten von Leonardo da Vinci von Galileo Galilei begründet und beschreibt das Verhalten von Balken unter Belastung (insb. die Durchbiegung).

⁸⁶ s. Fußnote 5, S. XIX

Dies entspricht der allgemeinen Darstellung der Krümmung ebener Kurven:

$$\kappa := \lim_{\Delta s \rightarrow 0} \frac{\Delta \varphi}{\Delta s} = \frac{d\varphi}{ds}, \quad (7.11)$$

wobei κ die Krümmung der ebenen Kurve, $d\varphi$ die differentielle Neigung der Kurventangente und ds ein differentielles Wegstück ist.

Neigung der Balkenachse

Die Neigung w' der Balkenachse am Balkenende $x = B/2$ wird durch die Integration von Gleichung (7.9) über die Balkenlänge ermittelt:

$$w' = \int_{x=0}^{x=B/2} \left(- \frac{\int_{A_{yz}} z \cdot E \cdot \varepsilon_x dA_{yz}}{\int_{A_{yz}} E \cdot z^2 dA_{yz}} \right) dx + C. \quad (7.12)$$

Hierbei ist B die Bauteilbreite und $B/2$ die Breite eines Fügeiteiles. An der Stelle $x = 0$ werden die Fügeiteile miteinander verschweißt. Dort ist die Neigung der Balkenachse null, d. h. $w'(x = 0) = 0$ (vgl. Randbedingung eines eingespannten Balkens an der Einspannstelle). Daraus folgt $C = 0$ und damit

$$w' = \int_{x=0}^{x=B/2} \left(- \frac{\int_{A_{yz}} z \cdot E \cdot \varepsilon_x dA_{yz}}{\int_{A_{yz}} E \cdot z^2 dA_{yz}} \right) dx. \quad (7.13)$$

Mit

$$dA_{yz} = b_y dz, \quad (7.14)$$

wobei b_y die Ausdehnung des Balkens in y -Richtung ist, folgt

$$w' = \int_{x=0}^{x=B/2} \left(- \frac{\int_{z=-b_D/2}^{z=+b_D/2} z \cdot E \cdot \varepsilon_x \cdot b_y dz}{\int_{z=-b_D/2}^{z=+b_D/2} E \cdot z^2 \cdot b_y dz} \right) dx. \quad (7.15)$$

Hierin ist b_D die Dicke des Werkstückes bzw. des Fügeiteiles (s. Abbildung 38, S. 86). Für linear-elastisches Werkstoffverhalten lässt sich über die Gleichung (7.15) die Winkelverformung $\alpha = 2 \cdot w'$ in Abhängigkeit der Dehnungen darstellen.

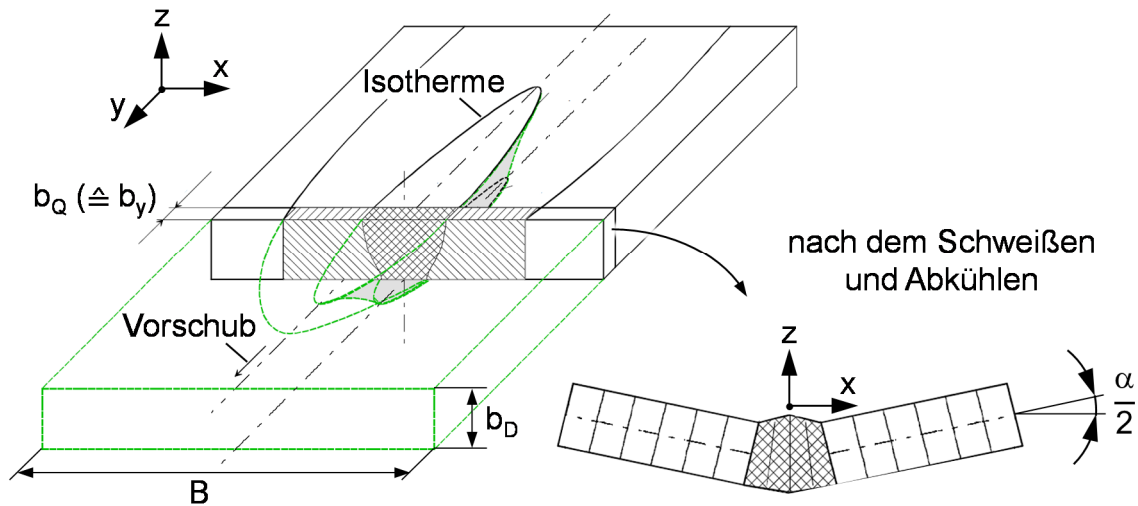


Abbildung 38: Ausbildung von Winkelverzug nach dem Schweißen und Abkühlen [PILIPENKO 2001, S. 52]

7.2.2.2 Berechnung unter Ausschluss konstitutiver Gleichungen

Die Gleichung (7.15) (S. 85) wurde unter der Annahme linear-elastischen Werkstoffverhaltens entwickelt. Dies erlaubte es, über das Hookesche Gesetz eine Beziehung zwischen den Normalspannungen und den elastischen Verzerrungen herzustellen mit dem Ziel, Letztere in das Gleichungssystem einfließen zu lassen.

Vor dem Hintergrund der hier verwendeten FEM lässt sich noch eine weitere Möglichkeit zur Berechnung der Winkelverformung auf Basis von Verzerrungen finden. Anders als die Gleichung (7.15) (S. 85) bezieht diese jedoch ausschließlich kinematische Größen ein und ist damit geeignet, auch Aussagen zur nicht elastischen Winkelverformung zu machen. Anhand der Gleichung (7.15) (S. 85) und ihrer Herleitung werden die Ähnlichkeiten zwischen den beiden Ansätzen diskutiert.

Kinematik

Mit Blick auf Abbildung 37 (S. 83) gilt für kleine Drehungen ψ , d. h. $\psi \ll 1$ und somit $\sin \psi \approx \psi$ sowie $\cos \psi \approx 1$, folgender trigonometrischer Zusammenhang:

$$u = z \cdot \psi \quad (7.16)$$

[GROSS 2009, S. 110]. Die Dehnung $\varepsilon(x, z)$ ergibt sich aus der partiellen Ableitung der Längsverschiebung u :

$$\varepsilon(x, z) = \frac{\partial u}{\partial x} = u'(x, z) = z \cdot \psi'(x) \quad (7.17)$$

[ebd.]. Daraus folgt

$$\psi'(x) = \frac{\varepsilon_x}{z} \quad (7.18)$$

[ebd.]. Danach ist die Änderung $d\psi$ des Drehwinkels über die Länge dx proportional dem Quotienten aus der Dehnung ε_x und dem Abstand z zur Schwerachse. Mit Blick auf Abbildung 36 c) (S. 81) bedeutet dies analog den Normalspannungen eine lineare Verteilung der Dehnungen über die Querschnittshöhe. Folglich ist die Bestimmung von $\psi'(x)$ unabhängig von der z -Koordinate, da an der Stelle x

$$\psi'(x) = \frac{\varepsilon_x}{z} = \text{konst.} \quad (7.19)$$

gilt. Die tatsächliche Verteilung der Dehnungen über die Querschnittshöhe kann bei den hier angestrebten FEM-Simulationen von diesem Idealzustand abweichen. Um den daraus entstehenden Fehler bei der Berechnung der Winkelverformung zu reduzieren, wird ein über die z -Koordinate gemitteltes $\psi'_m(x)$ eingeführt:

$$\psi'_m(x) = \frac{\int_{z=-b_D/2}^{z=+b_D/2} \frac{\varepsilon_x}{z} dz}{b_D/2 - (-b_D/2)} = \frac{\int_{z=-b_D/2}^{z=+b_D/2} \frac{\varepsilon_x}{z} dz}{b_D}. \quad (7.20)$$

Die Gleichung (7.20) entspricht dem *Mittelwertsatz der Integralrechnung*. Wie in Gleichung (7.12) (S. 85) liefert die Integration von $\psi'_m(x)$ entlang der Balkenachse (in x -Richtung) die gesuchte Neigung der Balkenachse am Balkenende:

$$\psi_m = \int_{x=0}^{x=B/2} \psi'_m dx + C = \frac{1}{b_D} \cdot \int_{x=0}^{x=B/2} \left(\int_{z=-b_D/2}^{z=+b_D/2} \frac{\varepsilon_x}{z} dz \right) dx + C. \quad (7.21)$$

Aus den gleichen Gründen wie im Kontext von Gleichung (7.12) (S. 85) gilt auch hier für die Integrationskonstante $C = 0$. Weil auch hier die Bernoullischen Annahmen näherungsweise gelten, ist mit Gleichung (7.5) (S. 83)

$$w' = -\psi_m = -\frac{1}{b_D} \cdot \int_{x=0}^{x=B/2} \left(\int_{z=-b_D/2}^{z=+b_D/2} \frac{\varepsilon_x}{z} dz \right) dx. \quad (7.22)$$

Die vorstehende Gleichung (7.22) und die Gleichung (7.15) (S. 85) weisen im Grunde genommen einen ähnlichen Aufbau auf. Der wesentliche Unterschied zwischen ihnen besteht darin, dass mittels der Gleichung (7.22) keine Aussagen zu den Kraftgrößen⁸⁷ getroffen werden können, denn bei ihrer Herleitung wurde (bewusst) auf den Einbezug konstitutiver Zusammenhänge⁸⁸ verzichtet. Der Ausschluss eines

⁸⁷ Punkt-, Linien-/Strecken-, Flächenlasten, Querkräfte, Momente, Spannungen

⁸⁸ Beziehung zwischen Kraftgrößen (z. B. Spannungen) und kinematischen Größen (z. B. Dehnungen)

Stoffgesetzes ermöglicht es im Zusammenwirken mit der FEM, einen Biegewinkel w' bzw. eine Winkelverformung $\alpha = 2 \cdot w'$ zu berechnen, die sich in einen elastischen, in einen plastischen und in einen thermischen Anteil an der Gesamtauslenkung aufspalten lassen. Diese Anteile sind die hier genutzten Kompensationskriterien, die es einem Kompensationsalgorithmus ermöglichen, den Verzugsausgleich innerhalb der FE-Simulation gezielt durchzuführen. Hierfür wird die Gleichung (7.22) in eine für die FE-Methode gebräuchliche Form überführt.

FEM-konforme Darstellung

Gegenüber der Gleichung (7.22) berücksichtigt die nachstehende Gleichung (7.23), dass die Differentiale dx und dz zwei vom FE-Netz abhängige Größen sind. Sie entsprechen den (integrationspunktbezogenen) Kantenlängen in x - und z -Richtung des Elementes, in dem die Dehnung ε_x betrachtet wird:

$$\alpha = -\frac{2}{b_D} \cdot \sum_{j=1}^{m_{IP}} \left(\sum_{i=1}^{n_{IP}} \frac{\varepsilon_{x,i,j}}{z_i} \cdot l_{IP,z,i} \right) \cdot l_{IP,x,j} \quad (7.23)$$

mit

α :	der Winkelverformung,
$\varepsilon_{x,i,j}$:	der Dehnung in transversaler Richtung an der Stelle (x_j, z_i) ,
b_D in mm:	der Querschnittshöhe (entspricht der Werkstückdicke),
z_i in mm:	dem Abstand der Dehnung zur Schwerlinie an der Stelle x_j ,
$l_{IP,x,j}$ in mm:	der integrationspunktbezogenen (ursprünglichen) Elementkantenlänge in x -Richtung,
$l_{IP,z,i}$ in mm:	der integrationspunktbezogenen (ursprünglichen) Elementkantenlänge in z -Richtung,
i :	der Laufvariable über die Integrationspunkte in z -Richtung an der Stelle x_j ,
j :	der Laufvariable über die Integrationspunkte in x -Richtung an der Stelle z_i ,
n_{IP} :	der Anzahl an Integrationspunkten in z -Richtung an der Stelle x_j und
m_{IP} :	der Anzahl an Integrationspunkten in x -Richtung an der Stelle z_i .

Die in Abschnitt 6.4.3 (S. 75) beschriebene Vorgehensweise zur abschnitts- bzw. querschnittsweisen Bauteilbetrachtung bringt mit sich, dass gegebenenfalls mehrere Elemente über die Ausdehnung b_y (s. auch Abbildung 38, S. 86) des definierten

Werkstückbereiches vorliegen. Dies ist insbesondere dann der Fall, wenn das FE-Netz durch Elemente unterschiedlicher Größe aufgebaut ist – wie bei der thermo-mechanischen Schweißsimulation üblich. Die nachstehende Abbildung 39 (S. 89) zeigt mit Blick auf Ausschnitt A jene Elemente dunkelgrau gefärbt, die dem momentan untersuchten Querschnitt zugeordnet sind.

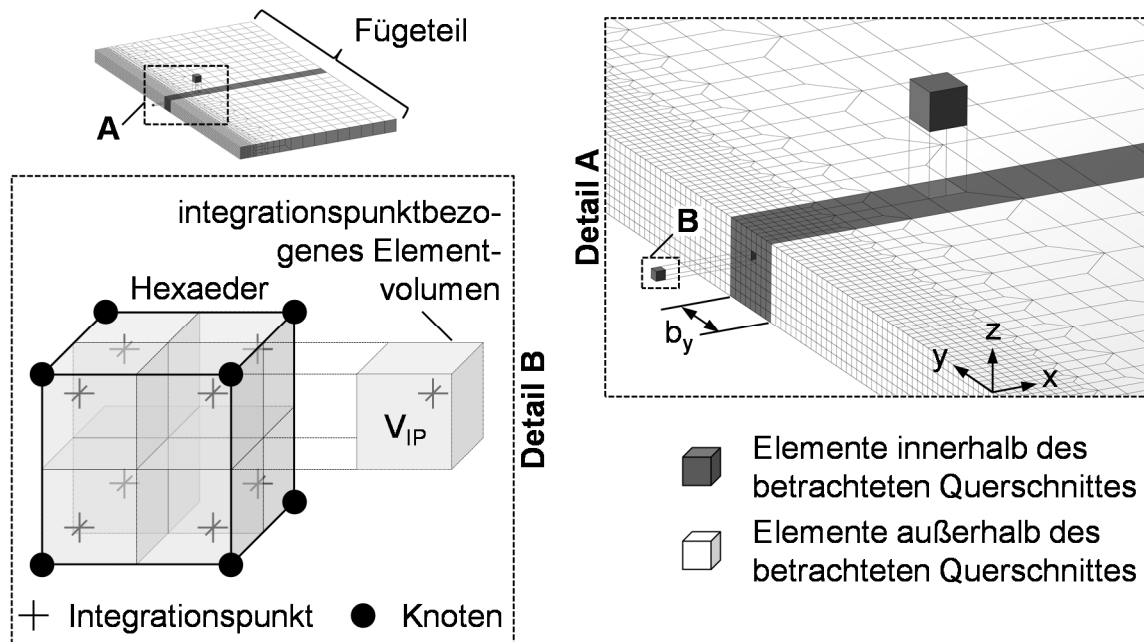


Abbildung 39: Links unten: Veranschaulichung des integrationspunktbezogenen Elementvolumens V_{IP} eines (FE-)Hexaeders mit acht Knoten und acht Integrationspunkten; rechts: Zusammensetzung eines momentan betrachteten Querschnittes aus Elementen unterschiedlicher Größe

Die Zuordnung von Elementen zu einem Querschnitt wird, wie in Abschnitt 6.4.3 (S. 75) erläutert, von einer Hüllkurve vorgenommen. Sie bewegt sich in diskreten Schritten der Weite b_y entlang der Naht (y -Richtung). Die Abbildung 39 (S. 89) zeigt also eine (Momentan-)Position der Hüllkurve zum Zeitpunkt t . Zwei (dunkelgraue) Elemente sind aus dem Querschnitt herausgezogen, um auf deren Größenverhältnis aufmerksam zu machen. Während im grobvernetzten Bereich die Querschnittstiefe b_y durch ein Element gebildet wird, sind es im feinvernetzten Bereich acht Elemente. Dieser Sachverhalt ist in Gleichung (7.23) dahingehend zu berücksichtigen, dass an der Stelle (x_j, z_i) durch die entsprechende Anzahl an Elementen respektive an Integrationspunkten über die Querschnittstiefe b_y geteilt wird:

$$\alpha = -2 \cdot \sum_{j=1}^{m_{IP}} \left(\sum_{i=1}^{n_{IP}} \left(\sum_{h=1}^{k_{IP}} \frac{\varepsilon_{x,h,i,j}}{k_{IP}} \right) \cdot \frac{l_{IP,z,i}}{z_i \cdot b_D} \right) \cdot l_{IP,x,j} \quad (7.24)$$

mit

- $\varepsilon_{x,h,i,j}$: der Dehnung in transversaler Richtung an der Stelle (x_j, y_h, z_i) ,
- h : der Laufvariable über alle Integrationspunkte in y -Richtung an der Stelle (x_j, z_i) und
- k_{IP} : der Anzahl an Integrationspunkten in y -Richtung an der Stelle (x_j, z_i) .

Die Division durch die Anzahl an Integrationspunkten in y -Richtung entspricht der Bildung des arithmetischen Mittels aus den Dehnungen über die Querschnittstiefe b_y , was in Gleichung (7.24) durch die innere Summe bewirkt wird. Die unmittelbar umschließende Summe berechnet die über die Querschnittshöhe b_D gemittelte Krümmung der Schwerlinie an der Stelle x_j (s. Gl. (7.20), S. 87). Über die äußere Summe wird die Neigung w' der Schwerlinie am Werkstückrand (s. auch Abbildung 38, S. 86) ermittelt und durch deren Multiplikation mit dem Faktor -2 wird auf die Winkelverformung α geschlossen.

7.3 Definition der Kompensationskriterien

Die Natur des Verzerrungstensors erlaubt es, die nach Gleichung (7.24) berechnete Winkelverformung α in einen elastischen, in einen plastischen und in einen thermischen Anteil an der Gesamtauslenkung aufzuspalten:

$$\alpha = \alpha_{el} + \alpha_{pl} + \alpha_{th} . \quad (7.25)$$

Dazu werden die Dehnungsanteile $\varepsilon_{x,el}$, $\varepsilon_{x,pl}$ und $\varepsilon_{x,th}$ nach Gleichung (7.24) verarbeitet. Die Ergebnisse sind die einzelnen Terme auf der rechten Seite von Gleichung (7.25). Es sind die interessierenden Kompensationskriterien, deren Bedeutung im Nachfolgenden erörtert wird.

Elastische Winkelverformung

Die elastische Winkelverformung α_{el} entspricht dem reversiblen Anteil an der gesamten Winkelverformung α . Sie gibt damit Aufschluss über die Rückfederung des Bauteiles, die sich nach Entlastung von der Kompensationslast und nach Auflösung der (Bauteil-)externen Zwängungen, wie sie von der Werkstückeinspannung hervorgerufen werden, einstellt.

Plastische Winkelverformung

Die plastische Winkelverformung α_{pl} ist der irreversible Anteil an der Gesamtwinkelverformung α . Die Kenntnis darüber erlaubt es, noch während der Belastungsphase auf den bereits erreichten Kompensationserfolg zu schließen.

Thermische Winkelverformung

Ursächlich für den elastoplastischen Beanspruchungszustand beim Schweißen sind die Wärmedehnungen. Vor diesem Hintergrund bietet die thermische Winkelverformung $\alpha_{th}(t)$ wertvolle Informationen. Sie dient der Bestimmung des beanspruchungsverträglichsten Kompensationszeitpunktes, was nachfolgend erklärt wird.

Bei der Darstellung der thermischen Winkelverformung α_{th} über die Zeit, das heißt während des Schweißens und des Abkühlens, zeigt sich ein kontinuierlicher Verlauf von der maximalen Auslenkung $\alpha_{th,max}$ hin zu $\alpha_{th,min} = 0$. Diese Entwicklung resultiert aus der ungleichmäßigen Temperaturverteilung im Bauteil, die mit der Zeit homogenisiert. Dementsprechend ist der Verlauf von $\alpha_{th}(t)$ dadurch charakterisiert, dass er aufgrund des hohen Temperaturunterschiedes über der Querschnittshöhe zu Beginn sehr steil ist und mit voranschreitendem Temperatursausgleich flacher wird. Der Kurvenverlauf korreliert mit unterschiedlichen thermomechanischen Bauteilzuständen, aus denen ein bestimmtes Eigenspannungsergebnis resultiert. Anhand der graduellen Entwicklung von $\alpha_{th}(t)$ ⁸⁹ lässt sich ableiten, welche thermomechanische Struktursituation günstig für einen (mechanischen) Verzugsausgleich ist. Der optimale Zeitpunkt drückt sich im Ergebnis durch eine signifikante Eigenspannungsreduktion aus. Woran sich der optimale Kompensationszeitpunkt im Verlauf von $\alpha_{th}(t)$ erkennen lässt, wird im anschließenden Kapitel erklärt.

7.4 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung

Mit diesem Kapitel sind die Kompensationskriterien entwickelt, um die optimalen Werte für die Reduktionsparameter automatisiert von einem Algorithmus ermitteln zu lassen. Hierzu interpretiert der Algorithmus das inhomogene thermo-elastoplastische Dehnungsfeld innerhalb eines definierten Werkstückbereiches und schließt auf

- die Rückfederung des Bauteiles sowie das darin vorhandene Verzugspotenzial,

⁸⁹ t : Zeit

- den Kompensationsfortschritt / das -resultat und
- die Homogenität in der Wärmedehnungsverteilung.

Wie die Kompensationskriterien dafür anzuwenden ist, wird im Rahmen der nächsten zwei Kapitel erklärt. Dabei dienen die Kompensationskriterien nicht nur dem Kompensationsalgorithmus. Sie werden im Folgenden auch herangezogen, um komplexe Sachverhalte grafisch zu erläutern, denn aufgetragen über die Zeit spiegeln sich in den einzelnen Winkelverformungen jene thermomechanischen Vorgänge wider, aus denen die hier genutzten Mechanismen zur Eigenspannungsreduktion abgeleitet werden.

8 Mechanismen zur Eigenspannungsreduktion

8.1 Überblick

Dieses Kapitel beleuchtet das im Rahmen dieser Arbeit angewandte Reduktionsprinzip. Es handelt sich dabei um zwei kombinierte Mechanismen, von denen der eine die transversalen Eigenspannungen reduziert und der andere die longitudinalen (s. auch Abbildung 9, S. 19). Da es diese beiden Komponenten des dreiachsigen Beanspruchungssystems sind, welche die Situation in den für das Schweißen typischen dünnwandigen Bauteilstrukturen dominieren, lässt sich ein entsprechend großes Reduktionspotenzial erschließen.

Wohingegen der Mechanismus zum Abbau der Längseigenspannungen im Grundsätzlichen bekannt ist, muss jener zur Reduktion der Quereigenspannungen im Nachfolgenden erst entwickelt werden. Der Kompensationszeitpunkt spielt hierbei die maßgebliche Rolle. Wie bereits in der Einleitung erwähnt⁹⁰, lassen sich die existierenden Verfahren in Prä-, In- und Post-Prozess-Maßnahmen sowie in mechanisch und thermisch wirkende Methoden einteilen. In Kapitel 4 (S. 33 ff.) wurde im Kontext von Abbildung 21 (S. 45) das Fazit ausgeführt, welches in den einschlägigen Arbeiten zu den mechanischen In-Prozess-Verfahren gezogen wird. Demnach seien sie für die Schweißverzugs- und Schweißeigenspannungsreduktion nicht geeignet. Ihr Reduktionspotenzial sei vernachlässigbar. Das Gegenteil wird im Rahmen dieser Arbeit gezeigt. Hierzu erfolgt zunächst eine Darstellung der Größen, von denen der Beanspruchungszustand abhängig ist und auf die das Kompensationssystem Einfluss nehmen kann. Es soll geklärt werden, wie sich der Zeitpunkt des Verzugsausgleiches auf die transversalen Eigenspannungen auswirkt. Die gefundenen Zusammenhänge und Erkenntnisse erlauben eine gezielte Beeinflussung des Beanspruchungszustandes hin zu einer wesentlich verträglicheren Struktursituation. Anschließend wird der (bekannte) Mechanismus zur Reduktion der Längseigenspannungen an das Verfahren dieser Arbeit adaptiert. Das letzte Unterkapitel beschreibt die Kombination der beiden Mechanismen.

⁹⁰ in Unterkap. 1.2 (S. 3)

8.2 Reduktion transversaler Eigenspannungen

8.2.1 Modellvorstellung

Die in diesem Kapitel angestellten Überlegungen werden anhand einer simulierten Schweißung veranschaulicht. Das Beispiel umfasst zwei ebene Fügeteile aus nicht umwandlungsfähigem Stahl im Stumpfstoß und einen Laser als Wärmequelle. Da in diesem Unterkapitel der Mechanismus zur Reduktion der Quereigenspannungen entwickelt werden soll, ist die transversale Beanspruchungsrichtung relevant. Um ferner die thermomechanischen Einflüsse aus transversaler und longitudinaler Richtung isoliert voneinander behandeln zu können, erfolgt die Untersuchung an Bauteilquerschnitten. Entsprechend ist für die Analyse der Quereigenspannungen ein transversaler Querschnitt zu betrachten. Durch die Separation der Beanspruchungskomponenten lassen sich richtungsangepasste Reduktionmechanismen entwickeln, die kapitelabschließend kombiniert werden. Ein hierzu eingeführtes FE-Modell (Abbildung 40) mit temperaturabhängigem elastoplastischem Materialverhalten bildet alle wesentlichen Vorgänge beim Schweißen, beim Abkühlen und bei der Kompensation ab. Da es an dieser Stelle um grundsätzliche Phänomene geht, die zu beleuchteten sind, bleiben spezifische Prozess- und Modellierungsdetails unerwähnt. Letzteres ist unter anderem Inhalt von Kapitel 10 (S. 131 ff.).

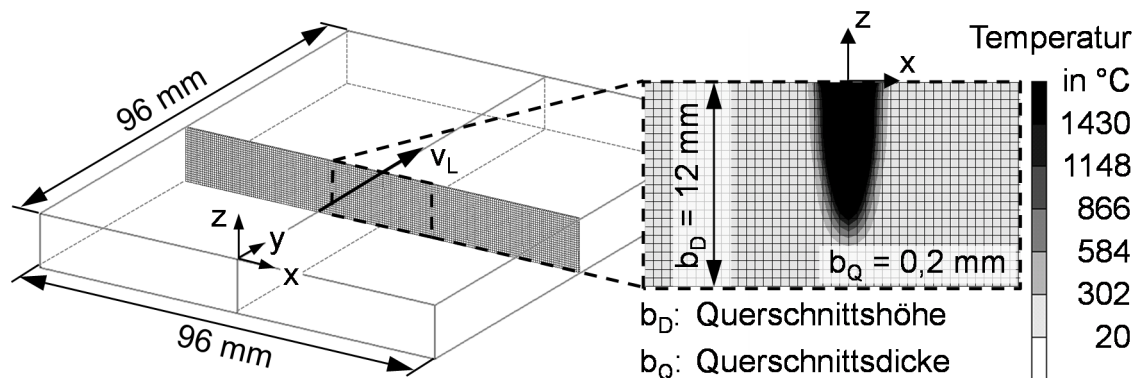


Abbildung 40: FE-Querschnittsmodell zur Erläuterung der hier angewandten Reduktionsmechanismen; Vorschubgeschwindigkeit des Lasers $v_L = 5 \text{ m/min}$, Laserleistung $P_L = 29 \text{ kW}$, Werkstoff 1.4301^{91}

⁹¹ austenitischer Edelstahl (X5CrNi18-10)

Das Modell ist aus Hexaedern⁹² mit kubischer Form aufgebaut. Der Würfel stellt für diesen Elementtyp die brechungstechnische Idealform⁹³ dar. Die thermischen Randbedingungen umfassen eine sich mit der Vorschubgeschwindigkeit v_L entlang der y -Achse bewegende konische (Volumen-)Wärmequelle sowie die Wärmetransportmechanismen an die Umgebung. Die Wärmequelle steht senkrecht auf der Oberfläche des Bauteiles und weist in dieses hinein (negative z -Richtung).

Damit sich der typische Schweiß eigenspannungszustand in transversaler Richtung (x -Richtung) aufbauen kann, sind mechanische Randbedingungen zu setzen. Sie bilden den Widerstand gegen Verformung ab, wie er bei einem vollständigen Bauteil in einer Einspannung wirken würde. Ohne diese Randbedingungen wäre der Widerstand unrealistisch reduziert. Der Querschnitt könnte sich unter der thermischen Last nahezu ungehindert verformen und die schweißtypischen Eigenspannungen würden sich nicht aufbauen. Vor diesem Hintergrund sind am Querschnitt Federn implementiert, die durch ihre Wirkung in x - und z -Richtung den Steifigkeitseinfluss der abstrahierten Werkstoffbereiche und der Einspannung näherungsweise widerspiegeln (Abbildung 41).

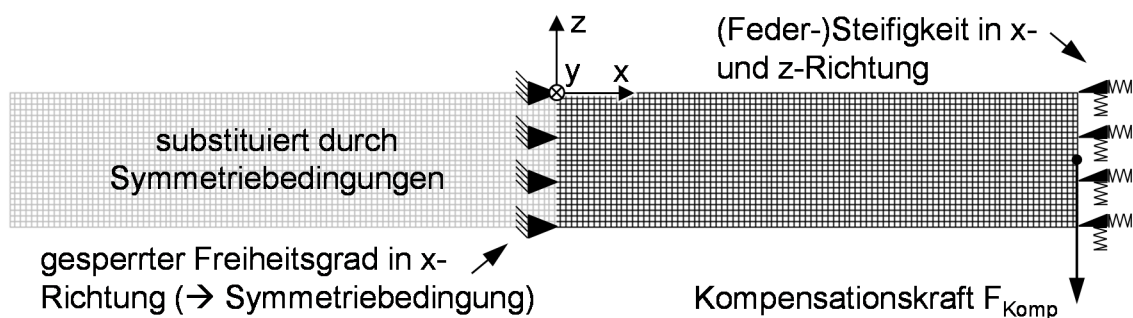


Abbildung 41: Mechanische Randbedingungen am FE-Querschnittsmodell

Da der Querschnitt bezüglich der z -Achse spiegelsymmetrisch ist, lässt sich eine Seite durch das Setzen von Symmetriebedingungen substituieren. Dafür werden die Freiheitsgrade der Knoten, die auf der Symmetrielinie liegen, in x -Richtung gesperrt. Zudem ist ihre Rotation um die y - und die z -Achse unterbunden. Gemäß dem Actio-gleich-Reactio-Prinzip ist ferner die Bewegungsmöglichkeit aller Knoten

⁹² Obwohl es sich hierbei um ein ebenes Problem handelt, werden dreidimensionale Elemente verwendet. Es hat sich gezeigt, dass zweidimensionale Elemente unzureichende Ergebnisse liefern.

⁹³ Ein Abweichen von der Idealform bedeutet (per Definition) geometrische Elementverzerrungen. Sie haben einen negativen Einfluss auf die Ergebnisqualität.

aus der xz -Ebene heraus zu unterdrücken. Auf diese Weise wird der Verformungswiderstand (näherungsweise) einbezogen, den die abstrahierten Werkstoffbereiche in y -Richtung (s. auch Abbildung 40, S. 94) leisten.

Am rechten Bauteilrand wird die Kompensationskraft $F_{Komp}(t)$ ⁹⁴ eingeleitet. Sie lenkt den Querschnitt definiert aus, wobei sie so gerichtet ist, dass der Zuganteil der resultierenden Biegespannungen auf der der Wärmequelle zugewandten Bauteilseite liegt. Dort verursachen die Wärmedehnungen die größten plastischen Stauchungen (s. auch Abbildung 6, S. 15).

8.2.2 Analyse der Einflussfaktoren

8.2.2.1 Kompensationszeitpunkt und -last

Auf Basis des vorstehend beschriebenen Modells wurden in mehreren thermomechanisch gekoppelten Schweißverzugsimulationen die transienten Winkelverzüge (Rotation in xz -Ebene) registriert. Dabei wirkte jeweils zu einem anderen Zeitpunkt die Kompensationskraft F_{Komp} . Die Be- und Entlastung fand jeweils innerhalb eines Inkrementes statt.⁹⁵ Die Kraftmagnitude wurde jedes Mal so bestimmt, dass sich nach Entlastung und bei Erreichen des abgekühlten⁹⁶ Zustandes ein winkelverzugsfreies Ergebnis einstellte, das heißt $\alpha = 0$. Zu Beginn der Schweißung war die Wärmequelle mit ihrem Fokusmittelpunkt auf der vorderen Kante des Querschnittes positioniert. Zusammen mit dem angenommenen Spotdurchmesser $d_F = 0,6$ mm, der Querschnittsdicke $b_Q = 0,2$ mm (entspricht damit der Schweißnahtlänge des Querschnittes) und der Vorschubgeschwindigkeit $v_L = 5$ m/min resultierte daraus eine Dauer der Wärmeeinbringung von $t_{Schweiß} = 0,006$ s⁹⁷. Die Einschweißtiefe, die sich dabei ergab, betrug ca. $\frac{3}{4}$ der Querschnittshöhe (s. Abbildung 40 rechts, S. 94). Auf die Zeit der Wärmeeinbringung folgte für $t_{Abkühl} = 3400$ s (≈ 57 min) eine Phase der Abkühlung, während derer sämtliche mechanische Randbedingungen wirksam blieben. Anschließend wurden letztere bis auf die Symmetriebedingungen gelöst, was als *Ausspannen des Werkstückes* verstanden werden kann.

⁹⁴ $t = \text{Zeit}$

⁹⁵ Die daraus resultierende impulsartige Form der Kraftaufbringung hat keine geschwindigkeitsabhängigen Dehnungserscheinungen zur Folge, da weder viskoelastisches noch viskoplastisches Materialverhalten modelliert wurde.

⁹⁶ d. h. thermisch ausgeglichen mit der Umgebung

⁹⁷ $t_{Schweiß} = (d_F/2 + b_Q)/v_L = (0,6 \text{ mm}/2 + 0,2 \text{ mm})/83,3 \text{ mm/s} = 0,006 \text{ s}$

Die Entwicklung des Winkelverzuges über die Zeit und seine Kompensation zu drei unterschiedlichen Zeitpunkten während der Abkühlphase ist in dem nachstehenden Diagramm gezeigt (Abbildung 42).

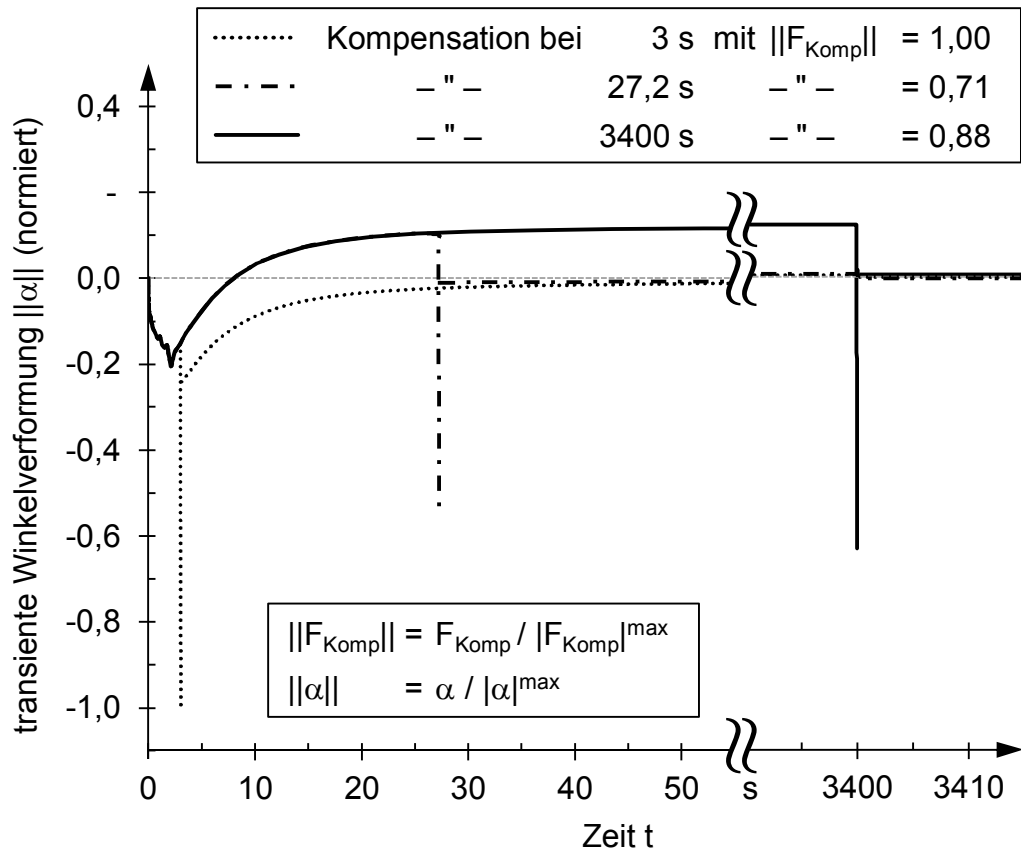


Abbildung 42: Mittels der FEM berechnete Verläufe der transienten Winkelverformung des Querschnittes (Rotation um die y -Achse; s. Abbildung 41, S. 95) unter dem Einfluss einer Verzugkompensation zu jeweils einem anderen Zeitpunkt (hier drei); Schweißprozessende bei $t_{\text{Schweiß}} = 0,006$ s

Die drei Kompensationszeitpunkte führen alle zum gleichen (finalen) Ergebnis: dem winkelverzugsfreien Zustand (s. $t > 3400$ s). Die dafür erforderlichen Kompensationskräfte sind unterschiedlich groß (s. Abbildung 42 oben). Sie stehen in Abhängigkeit der Zeit, denn mit der Zeit variiert auch die Temperatursituation im Querschnitt. Dafür ursächlich sind die Wärmetransportmechanismen, welche die thermische Energie mit endlicher Geschwindigkeit im Querschnitt verteilen und an die Umgebung abgeben. Weil von der Temperatursituation der Verformungswiderstand abhängt, sind für ein und dasselbe Kompensationsergebnis unterschiedliche Kräfte erforderlich. Dabei gilt allgemein, dass der Widerstand eines Körpers gegen Ver-

formung umso kleiner wird, je höher seine Temperatur ist. Die höchsten Temperaturen treten während des Schweißens auf und fallen unmittelbar danach rapide ab, wie die nachstehende Abbildung 43 verdeutlicht.

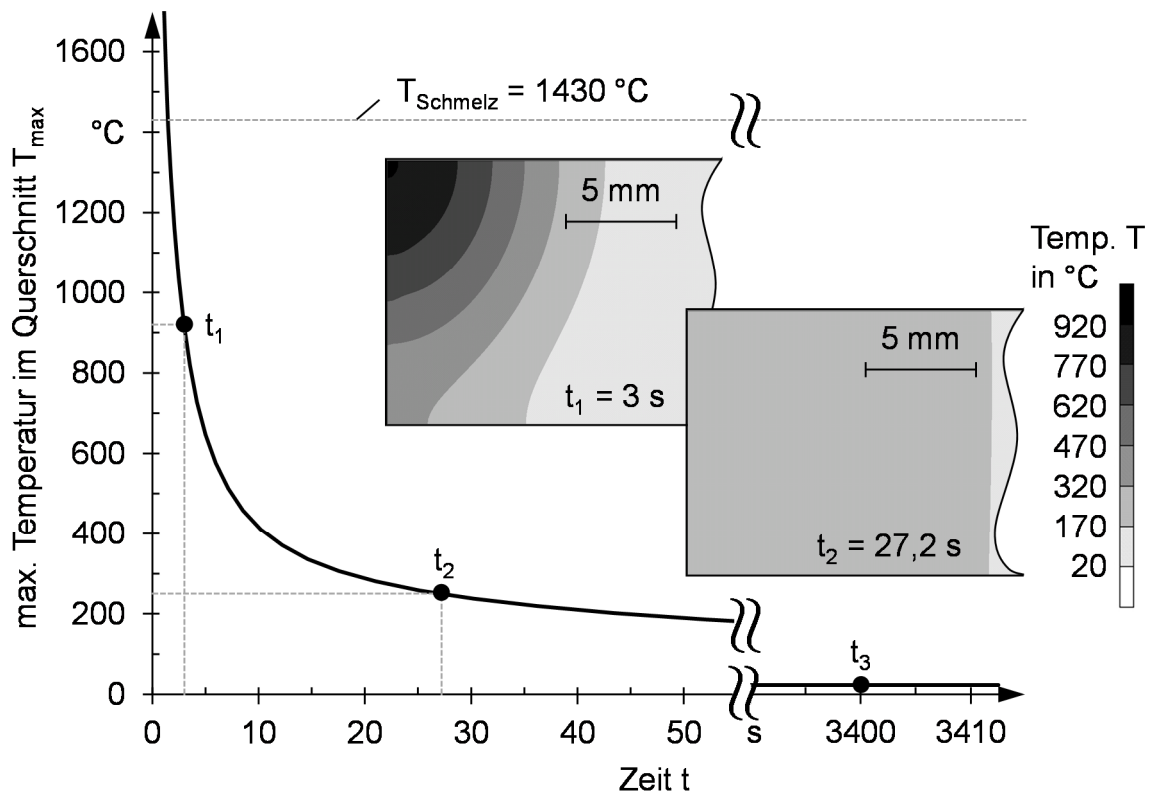


Abbildung 43: Mittels der FEM berechneter Verlauf der maximalen Temperatur im Querschnitt über die Zeit sowie die sich darin einstellende Temperaturverteilung zu den zwei Kompensationszeitpunkten t_1 und t_2 ; Ausschnitte aus Querschnittsmodell (Abbildung 41, S. 95)

Obwohl zum Zeitpunkt $t_1 = 3 \text{ s}$ die maximale Temperatur mehr als drei Mal so hoch ist wie zum Zeitpunkt $t_2 = 27,2 \text{ s}$, ist bei letzterem die kleinere Kompensationskraft aufzubringen. Dies steht im Widerspruch zu dem, was zuvor genannt wurde. Demnach müsste der Verformungswiderstand mit sinkenden Temperaturen wieder steigen und damit auch die erforderliche Kompensationskraft. Dieses gegensätzliche Verhalten lässt sich weiter verdeutlichen, indem das Simulationsexperiment in abgewandelter Form wiederholt wird. Anstatt unterschiedlich hohe Kräfte wirken zu lassen mit dem Ziel, jeweils den Verzugsausgleich herzustellen ($\alpha_{\text{final}} = 0$), blieb die Kraft während der zweiten Untersuchung unverändert ($F_{\text{Komp}} = \text{konst.}$). Das heißt, für alle Kompensationszeitpunkte (hier zehn) wurde die gleiche Last verwendet. Ferner wird als Ergebnis kein transienter Vorgang gezeigt, sondern die

finale Verzugssituation (Abbildung 44). Sie ist durch den thermisch ausgeglichen⁹⁸ Zustand und die Aufhebung der Einspannbedingungen (s. Abbildung 41, S. 95, (*Feder-*)*Steifigkeiten*) gekennzeichnet.

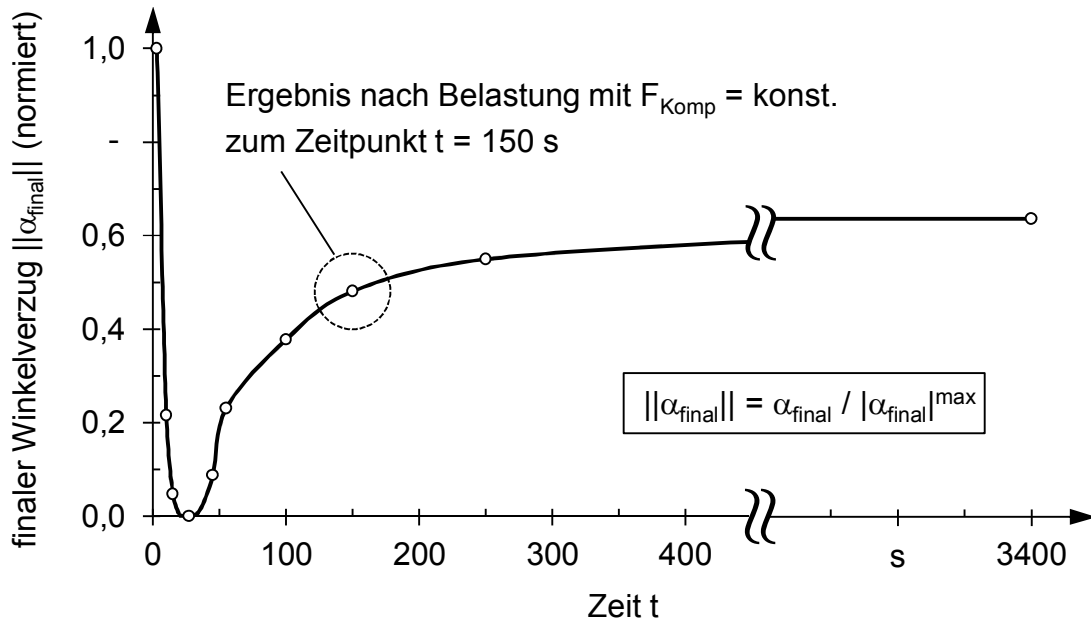


Abbildung 44: Mittels der FEM berechneter Zusammenhang zwischen dem Belastungszeitpunkt und dem resultierenden (finalen) Winkelverzug (Rotation um die y -Achse; s. Abbildung 41, S. 95)

Die (konstante) Kraft wurde so bestimmt, dass sich bei $t = 27,2 \text{ s}$ der Verzugsausgleich einstellt. Da mit dieser Kraft bei allen anderen Zeitpunkten der Verzugsausgleich nicht erreicht wird, lässt sich in diesen Fällen genaugenommen nicht von einem *Kompensationszeitpunkt* sprechen. Im Nachfolgenden wird deshalb der Ausdruck *Belastungszeitpunkt* immer dann genutzt, wenn ein verzugsbehaftetes Ergebnis verbleibt.

Um den Widerspruch aufzulösen, weshalb für eine Kompensation vor $t = 27,2 \text{ s}$ größere Kräfte erforderlich sind, obwohl dann höhere Temperaturen und damit ein reduzierter Verformungswiderstand vorliegen, soll die thermische Winkelverformung $\alpha_{th}(t)$ über die Zeit betrachtet werden. Es ist nicht allein die Höhe der Temperatur, die für das Lastminimum bei $t = 27,2 \text{ s}$ ursächlich ist, sondern auch deren Verteilung (Feld) im Querschnitt. Darüber gibt die thermische Winkelverformung

⁹⁸ mit der Umgebung

$\alpha_{th}(t)$ Aufschluss. Sie korreliert mit der Temperaturverteilung über die Querschnittshöhe.

8.2.2.2 Wärmedehnungsverteilung

Die zuvor angesprochene Temperaturverteilung bezieht sich auf die Querschnittshöhe (s. auch Abbildung 40, S. 94). Dabei ist die Situation ausgehend von der Schwerlinie entscheidend. Um den Zusammenhang zwischen der Temperaturverteilung und der aufzuwendenden Kompensationskraft zu veranschaulichen, wird der Querschnitt durch ein elastoplastisches Stabmodell repräsentiert (Abbildung 45).

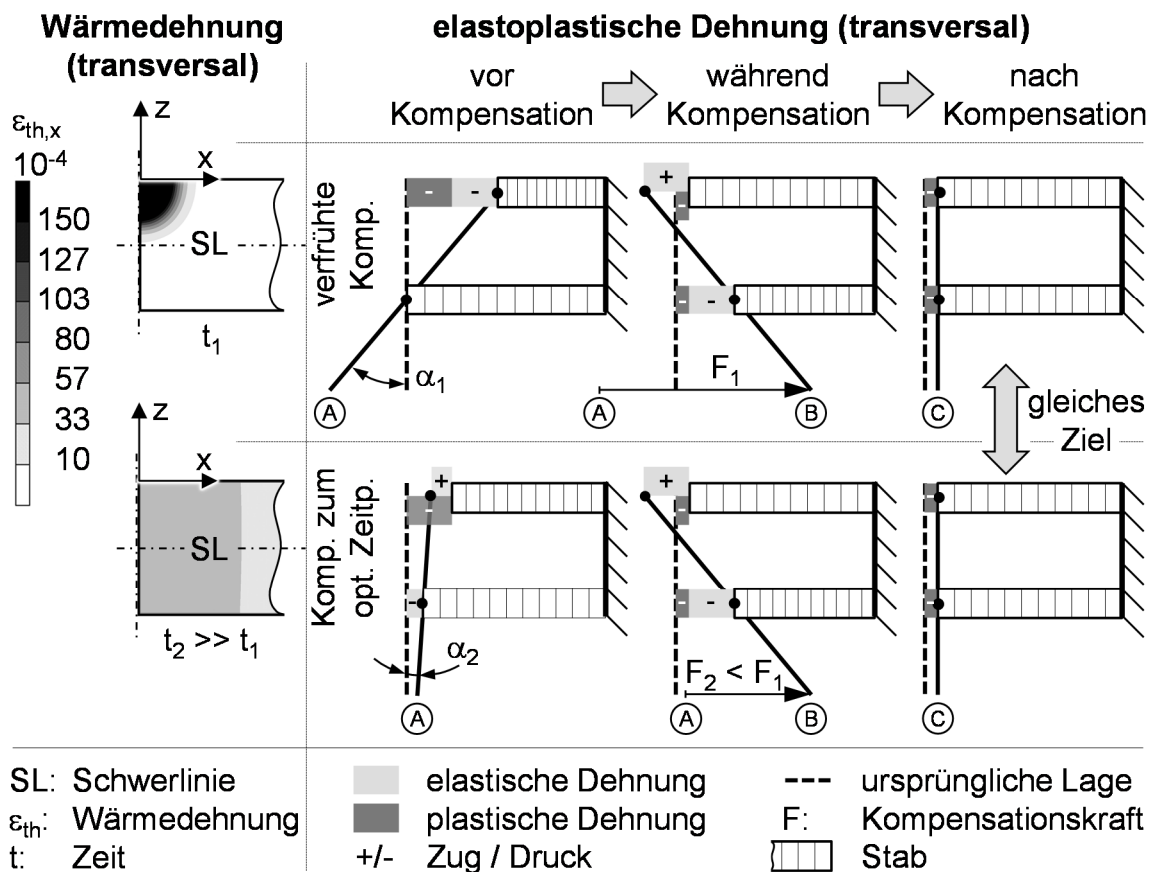


Abbildung 45: Schematische Erläuterung des Zusammenhanges zwischen dem Temperaturunterschied über die Querschnittshöhe (links) und der Kompensationskraft (rechts)

Die Stäbe spiegeln durch ihre Parallelanordnung jeweils die gesamte mechanische Dehnungssituation ober- und unterhalb der Schwerlinie vereinfacht wider. Thermische Dehnungen sind ausschließlich auf der linken Bildseite zu sehen. Sie sind ur-

sächlich für die elastoplastischen Stabreaktionen auf der rechten Bildseite vor Kompensationsbeginn.

Die Stabpaare schematisieren von links nach rechts den Verlauf der Kompensation. Hierbei sei der Einfachheit halber angenommen, dass sich währenddessen die thermische Situation nicht ändert. In der oberen Bildhälfte ist der Vorgang für eine verfrühte Kompensation gezeigt (t_1) und darunter für eine Kompensation zum optimalen Zeitpunkt (t_2). Jeweils links daneben ist die zugehörige Verteilung der thermischen Dehnungen im Querschnitt zu Kompensationsbeginn dargestellt. Die Stabsituation unmittelbar vor der Kompensation resultiert in beiden Fällen (oben und unten) allein aus den thermischen Dehnungen, die die kälteren Materialbereiche elastoplastisch stauchen. Hierbei sei die Entwicklung der wärmebedingten plastischen Stauchungen bei t_1 bereits abgeschlossen. Damit liegt beiden Kompensationszeitpunkten die gleiche plastische Situation zugrunde (dunkelgraue Felder *vor Kompensation*). Der Unterschied zwischen den beiden Zeitpunkten t_1 und t_2 besteht nur noch in dem Maß an elastischen Stauchungen zu Kompensationsbeginn und deren Verteilung auf die beiden Stäbe (hellgraue Felder *vor Kompensation*).

Bei t_1 liegen die thermischen Dehnungen (linke Bildseite) noch ausschließlich oberhalb der Schwerlinie. Dementsprechend stark ist der obere Stab elastisch gestaucht. Der untere ist beanspruchungsfrei. Das Ziel der Kompensation ist es, die plastischen Stauchungen bezüglich der Schwerlinie so umzuverteilen, dass ein verzugsneutrales Ergebnis erreicht wird. Dies lässt sich am leichtesten bewirken, indem die plastischen Stauchungen oberhalb der Schwerlinie entzerrt und unterhalb welche eingebracht werden. Bevor eine plastische Entzerrung einsetzen kann, müssen die angrenzenden elastischen Stauchungen aus dem Druckbereich heraus und soweit in den Zugbereich hinein geführt werden, bis die mit ihnen einhergehenden Spannungen die Streckgrenze überschreiten. Auch für die Änderung einer bereits existierenden plastischen Situation ist ein erneutes Überschreiten der Fließgrenze erforderlich (s. Abbildung 13 links, S. 26). Je nachdem, ob der Betrag einer plastischen Stauchung zu vergrößern oder zu reduzieren ist, liegt die zu überschreitende Fließgrenze im Druck- bzw. im Zugbereich. Damit wird nachvollziehbar, weshalb die Kompensation zum Zeitpunkt t_2 eine geringere Last erfordert. Die thermischen Dehnungen oberhalb der Schwerlinie sind reduziert und infolgedessen auch die elastischen Stauchungen dort. Darüber hinaus hat der wärmebedingte Stauchdruck soweit abgenommen, dass sich die elastischen Dehnungen noch vor Kompensationsbeginn in den Zugbereich hinein entwickelt haben. Es entstehen die schweißtypischen Quereigenspannungen, die aufgrund der plastischen Verkürzung im Zugbereich liegen (vgl. Abbildung 6, S. 15). Die Zugbeanspruchungen begünstigen das

Vorhaben dahingehend, dass ein Teil der aufzubringenden Verformungsarbeit schon vor der Kompensation von selbst geleistet ist. Hingegen sind bei der Kompensation zum Zeitpunkt t_1 die elastischen Dehnungen aus dem Druck- in den Zugbereich zu führen, was einen zusätzlichen Aufwand erfordert. Dies ist durch den verlängerten Hebelweg von Punkt A zu Punkt B kenntlich gemacht.

Wenngleich die geschilderten Vorgänge oberhalb der Schwerlinie den wesentlichen Einfluss auf die Kompensationskraft ausüben, ergibt sich mit dem Temperaturniveau über die Querschnittshöhe auch unterhalb der Schwerlinie ein unterstützender Effekt (s. t_2 , vor Kompensation). Dort wird mit der Zeit ebenfalls ein erhöhtes Temperaturniveau erreicht, was eine entsprechende Stauchung zur Folge hat. Hingegen wirkt diese unterstützend, denn während es oberhalb der Schwerlinie gilt, plastische Stauchungen zu entzerren, ist es darunter das Ziel, welche zu erzeugen. Dies fällt umso leichter, je weiter die elastischen Stauchungen unterhalb der Schwerlinie bereits vor Kompensationsbeginn an die Quetschgrenze heranreichen.

Die vorstehend genannten Zusammenhänge zwischen den thermischen Dehnungen, den elastischen Stauchungen und deren auf die Schwerlinie bezogene Verteilung erklären, weshalb eine Kompensation zu einem bestimmten Zeitpunkt höhere Kräfte erfordern kann als eine zeitlich nachfolgende (s. Abbildung 42, S. 97 bzw. Abbildung 44, S. 99). Es sind diese Zusammenhänge und Vorgänge, die durch die transiente thermische und elastische Winkelverformung angezeigt werden. Die Abbildung 46 (S. 103) stellt den zeitlichen Verlauf der beiden Winkelverformungen für das in diesem Kapitel eingeführte Beispiel dar. Eine Kompensation ist darin nicht zu sehen, weil zunächst der unbeeinflusste Verlauf der Winkelverformung interessiert. Kurz nachdem die Wärmeeinbringung beendet ist ($t_{Schweiß} = 0,006$ s), erreicht die thermische Winkelverformung α_{th} ihr Maximum. Anschließend führt der Temperaturniveaueingleich über die Querschnittshöhe dazu, dass sich die Wärmedehnungen oberhalb der Schwerlinie zurückbilden und darunter ausbreiten. Dieser Vorgang dauert solange an, wie ein Temperaturunterschied zwischen den beiden Bereichen besteht. Mit voranschreitender Angleichung wird dieser Prozess stetig langsamer. Pro Zeiteinheit wird weniger Wärmeenergie übertragen. Die thermische Winkelverformung $\alpha_{th}(t)$ zeigt dieses dadurch an, dass sie asymptotisch gegen null strebt.

Bei Betrachtung der beiden Graphen fällt auf, dass sie sich ähneln. Im Wesentlichen unterscheiden sie sich nur im Vorzeichen ihrer Steigung. Der Grund für die Ähnlichkeit wurde bereits erläutert. Es sind die thermischen Dehnungen, die die elastischen Stauchungen verursachen. Dies erklärt die entgegengesetzten Vorzeichen der Steigungen. Wenn (positive) thermische Dehnungen (negative) elastische Stauchun-

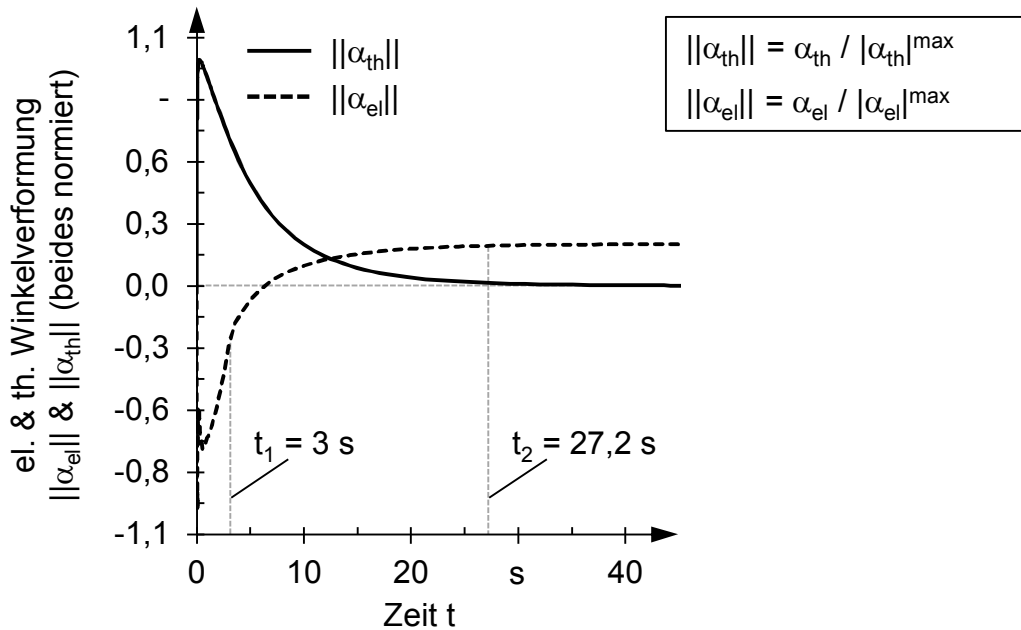


Abbildung 46: Mittels der FEM berechneter Verlauf der elastischen und der thermischen Winkelverformung über die Zeit

gen hervorrufen, muss der Verlauf der beiden Winkelverformungen $\alpha_{el}(t)$ und $\alpha_{th}(t)$ gegenläufig sein. Gäbe es keine plastischen Erscheinungen, wären die Verläufe spiegelsymmetrisch bezüglich der Abszisse (Zeitachse).⁹⁹

Anders als die thermische Winkelverformung, die mit der Zeit wieder auf ihr Ausgangsniveau zurückfällt ($\alpha_{th}(t) = 0$), überschreitet die elastische ihren Ursprungswert ($\alpha_{el}(t) = 0$) und wechselt aus dem negativen in den positiven Bereich ($\alpha_{el}(t) > 0$). Aufgrund der plastisch induzierten (negativen) Stauchungen entsteht ein positives elastisches (Verzerrungs-)Potenzial. Vor dem Hintergrund der hier getroffenen Vorzeichenkonvention¹⁰⁰ kann ein positives Potenzial durch zwei Situationen zustande kommen:

- oberhalb der Schwerlinie überwiegt ein positives Biegemoment oder
- unterhalb der Schwerlinie überwiegt ein negatives Biegemoment.

Dass beide Situationen überlagert auftreten, wurde im Kontext von Abbildung 45 (S. 100) erklärt (s. t_2 , vor Kompensation). Für Erstgenanntes sind die plastischen

⁹⁹ Die waagerechte Achse und die senkrechte Achse kreuzen sich hierbei in Null.

¹⁰⁰ Der Abstand der Dehnung zur Schwerlinie erhält ein positives Vorzeichen, wenn die Dehnung oberhalb der Schwerlinie liegt, und ein negatives, wenn sie darunter liegt.

Stauchungen ursächlich, die überwiegend oberhalb der Schwerlinie eingebracht werden. Sie beanspruchen die angrenzenden Bereiche elastisch auf Zug. Diese Beanspruchungssituation tritt allerdings erst dann in Erscheinung, wenn die Wärmedehnungen zurückgehen. Davor verursachen sie einen negativen elastoplastischen Dehnungszustand (s. Abbildung 45, t_1 , vor *Kompensation*, S. 100). Zweitgenanntes resultiert aus der Temperaturangleichung über die Querschnittshöhe. Dadurch treten auch unterhalb der Schwerlinie verstärkt thermische Dehnungen auf, die elastische Stauchungen verursachen. Beide Effekte zusammen ergeben das in dem Diagramm (Abbildung 46, S. 103) zu sehende positive Potenzial an elastischer Verzerrungsenergie ($\alpha_{el}(t) > 0$).

Die wesentliche Erkenntnis hier ist, dass die Kompensation umso leichter fällt, je weiter $\alpha_{el}(t)$ bei höheren Werten liegt. Allerdings gilt dies nur solange, wie die Situation der Fließgrenze unberücksichtigt bleibt. Letztere ist die Ursache für den Anstieg der aufzuwendenden Kompensationskraft nach $t_2 = 27,2$ s und damit für die Ausbildung des Minimums in Abbildung 44 (S. 99).

8.2.2.3 Fließgrenze

Aufgrund der erhöhten Temperaturen beim Schweißen ist die Fließgrenze im Nahtbereich temporär reduziert. Plastische Verformungen lassen sich dort dann vergleichsweise einfach einbringen. Mit voranschreitender Abkühlung steigt die Fließgrenze wieder an, was mit einem erhöhten Widerstand gegen plastische Verformung einhergeht. Dementsprechend ist für die Kompensation eine größere Kraft erforderlich. Um diesen Sachverhalt für das diskutierte Beispiel zu veranschaulichen, ist vorab zu klären, wo im Wesentlichen die plastischen Änderungen auftreten. Die Situation der Fließgrenze ist dort zu interpretieren, wo sie überschritten wird. Hierfür sei der Blick auf den unteren Teil von Abbildung 47 (S. 105) gerichtet. Gezeigt sind anhand von positiven plastischen Dehnungsplots die Zeitpunkte unmittelbar vor (links) und unmittelbar nach der Kompensation (Mitte) sowie die Veränderungen, die sich durch den Verzugsausgleich ergeben haben (rechts). Demnach sind in dem Plot rechts plastische Streckungen gezeigt, von denen welche hinzugekommen sind (oberhalb der Schwerlinie) und andere neutralisiert wurden (unterhalb der Schwerlinie). Dieser Dehnungsausgleich spiegelt den schematisch erklärten Sachverhalt in Abbildung 45 (S. 100) wider. Für die Untersuchung des Fließgrenzeinflusses wird der Querschnitt dort betrachtet, wo sich die Ausgleichsverformungen ergeben. Allerdings liegen diese nicht in einem Punkt, sondern erstrecken sich über einen Bereich (Feld). Um die dortige Situation der Fließgrenze den Winkelverfor-

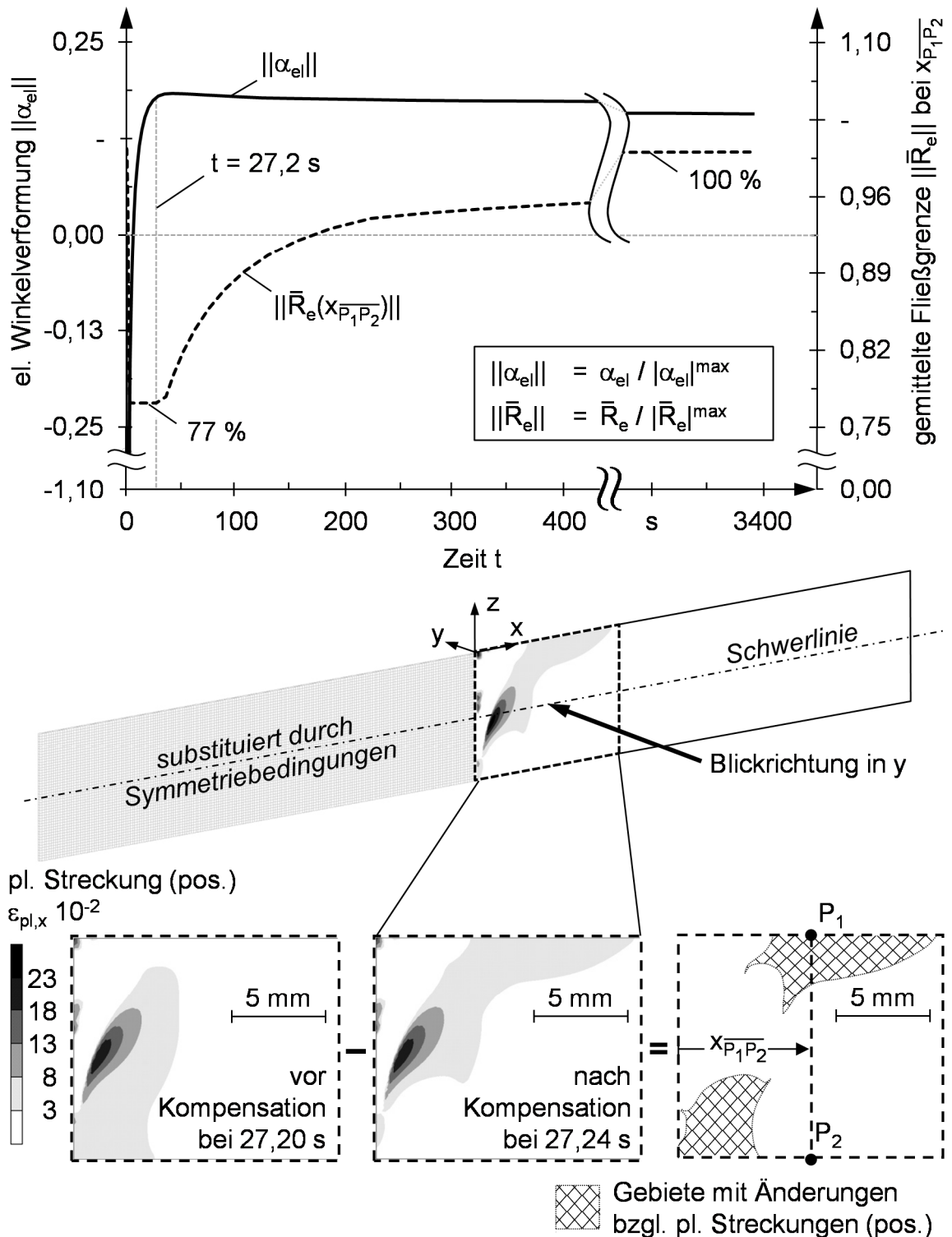


Abbildung 47: Oben: Mittels der FEM berechneter Verlauf der über die Querschnittshöhe gemittelten Fließgrenze \bar{R}_e bei $x = x_{P_1P_2}$ und der elastischen Winkelverformung $\alpha_{el}(t)$ (ohne Kompensation) über die Zeit; unten: mittels der FEM berechnete Auswirkungen der Kompensation bei $t_2 = 27,2$ s auf die positive plastische Dehnungssituation

mungen in einem Diagramm gegenüberstellen zu können, wird die Fließgrenze über einen repräsentativen Teilbereich des interessierenden Feldes gemittelt und dadurch auf einen (einzelnen) Wert reduziert. Dies steht vor dem Hintergrund, dass die hier berechneten Winkelverformungen den Strukturzustand eines Gebietes ebenfalls durch nur einen Wert ausdrücken. Die Mittelung der Fließgrenze erfolgt hier entlang eines Knotenpfades, der wie nachfolgend beschrieben festgelegt wird. Der Knotenpfad wird dort bestimmt, wo sich die plastischen Umbildungen durch eine Ausgleichsgerade, die zur Schwerlinie senkrecht ist, näherungsweise mitteln lassen. In der Abbildung ist dies die Strecke $\overline{P_1P_2}$ mit dem Abstand $x_{\overline{P_1P_2}}$ zur Symmetrieachse des Querschnittes. Entlang dieses Pfades wird von jedem darauf liegenden Knoten der Wert der Fließgrenze registriert. Anschließend werden die Ergebnisse auf einen Durchschnittswert reduziert. Über die Zeit aufgetragen, ergibt sich daraus der Verlauf der gemittelten Fließgrenze \bar{R}_e bei $x = x_{\overline{P_1P_2}}$ (s. Abbildung 47 oben, S. 105). Deutlich ist, dass \bar{R}_e nach $t_2 = 27,2$ s wieder ansteigt. Davor liegt es in einem plateauartigen Minimum bei 77 % des Ausgangswertes im abgekühlten Zustand. Dass bei Zeiten, zu denen der Schweißprozess noch aktiv ist ($t_{Schweiß} \leq 0,006$ s), \bar{R}_e nicht unter 77 % fällt, hängt mit dem Ort zusammen, wo die Fließgrenze ausgewertet wurde. Die gemittelte¹⁰¹ Temperatur, die sich dort einstellt, erreicht einen maximalen Wert von $\bar{T}_{max}(x_{\overline{P_1P_2}}) \approx 270$ °C.

8.2.2.4 Elastische Winkelverformung

Neben dem Anstieg der Fließgrenze sind es auch die Veränderungen in der elastischen Dehnungssituation, die für den Anstieg der erforderlichen Kompensationskraft für Zeitpunkte $t > 27,2$ s ursächlich sind. Erkennbar wird dies am Verlauf der elastischen Winkelverformung $\alpha_{el}(t)$ (s. Abbildung 47 oben, S. 105). Nachdem sie ihr Maximum erreicht hat, fällt sie mit voranschreitender Abkühlung leicht ab. Es wurde erläutert, dass der Kompensationsaufwand umso niedriger ist, je weiter $\alpha_{el}(t)$ bei höheren Werten liegt. Umgekehrt gilt das gleiche. Dementsprechend steigt $F_{Komp}(t)$ an, wenn $\alpha_{el}(t)$ fällt. Obwohl der thermisch ausgeglichene Zustand bezüglich der Schwerlinie bereits erreicht ist, das heißt $\alpha_{th}(t) \approx 0$ (s. Abbildung 46, S. 103), verändert sich $\alpha_{el}(t)$ weiterhin. Es sind nicht ausschließlich die Wärmedehnungsunterschiede bezüglich der Schwerlinie, die auf $\alpha_{el}(t)$ einen Einfluss haben. Auch der temperaturabhängige E-Modul wirkt sich darauf aus. Wenngleich

¹⁰¹ Zum Zwecke der Vergleichbarkeit wird analog der Fließgrenzenauswertung auch bei der Temperaturbeurteilung eine Mittelung über den Knotenpfad vorgenommen.

die thermische Winkelverformung nahezu null ist, ist weiterhin die Temperatur erhöht und damit der E-Modul reduziert. Dass selbst bei $t = 400$ s die Abkühlung nicht abgeschlossen ist, macht der Anstieg der gemittelten Fließgrenze zwischen $t = 400$ s und $t = 3300$ s deutlich. Für den vorherrschenden elastischen Dehnungszustand bedeutet dies, dass die korrespondierenden Eigenspannungen mit dem Anstieg des E-Moduls zu höheren Werten verschoben werden. Dabei überschreiten die Eigenspannungswerte an einigen Orten die Fließgrenze, ohne dass eine Last aufgebracht wird. Es ergeben sich weitere plastische Umwandlungen, wodurch sich das elastische Potenzial erniedrigt. Dementsprechend spiegeln sich diese Vorgänge auch in $\alpha_{el}(t)$ wider, indem es sich reduziert.

8.2.3 Synthese der Erkenntnisse

8.2.3.1 Kriterium zur Bestimmung des Kompensationszeitpunktes

An dieser Stelle sind die Vorgänge bekannt, die für das in Abbildung 44 (S. 99) zu sehende Minimum ursächlich sind. Der eigentliche Nutzen, der sich aus diesem Wissen gewinnen lässt, bezieht sich dagegen nicht auf die Kompensationskraft. Mit der Identifikation des Lastminimums ist der Zeitpunkt gefunden, bei dem ein Verzugsausgleich in minimalen transversalen Eigenspannungshöchstwerten resultiert. Bevor im Nachfolgenden auf diesen Zusammenhang eingegangen wird, soll das Kriterium definiert werden, mittels dessen sich das Minimum rechnerbasiert auffinden lässt.

Aus dem vorherigen Abschnitt (s. 8.2.2, S. 96 ff.) folgt das Fazit, dass die erforderliche Kompensationskraft umso kleiner wird,

- je weiter der Temperatenausgleich über die Querschnittshöhe vorangeschritten und
- je niedriger die Fließgrenze ist.

Aufgrund der Gegenläufigkeit dieser beiden Bedingungen bildet sich das erörterte Lastminimum aus. Für dessen zeitliche Bestimmung lässt sich die Fließgrenze nicht heranziehen. Dafür müsste bekannt sein, wo sich die plastischen Ausgleichsdehnungen ergeben (s. Abbildung 47 unten, S. 105). Diese Information existiert jedoch erst nach der Kompensation. Eine Prognose zur zeitlichen Lage des Lastminimums ist mittels der Fließgrenze nicht möglich. Daher stützt sich die Bestimmung des Lastminimums auf die Temperatursituation im Querschnitt. Hierfür dient die Infor-

mation über die thermische Winkelverformung. Mit ihrer Annäherung an null ($\alpha_{th}(t) \rightarrow 0$) zeigt sie den Temperatenausgleich über die Querschnittshöhe an (s. Abbildung 46, S. 103). Da allerdings der zeitliche Verlauf dieses Ausgleichsprozesses einen asymptotischen Charakter hat, ist ein Schwellwert zugrunde zu legen. Für die in dieser Arbeit betrachteten Bauteildicken bzw. Querschnittshöhen ($b_D = 3 \dots 12$ mm) hat sich gezeigt, dass der dominierende Einfluss des Temperaturunterschiedes über die Querschnittshöhe auf die Kompensationslast verloren geht, sobald die thermische Winkelverformung $\alpha_{th}(t)$ unter 1 % ihres Maximalwertes gefallen ist. Anschließend überwiegt der Einfluss der ansteigenden Fließgrenze und die erforderliche Kompensationskraft erhöht sich. Formelmäßig ausgedrückt bedeutet dies

$$\boxed{\|\alpha_{th}\| = \alpha_{th}/|\alpha_{th}|^{max} \approx 0,01} \quad \Rightarrow \quad t_{Komp} = t_{Komp,F_{min}} \quad (8.1)$$

mit

- $\|\alpha_{th}\|$: der thermischen Winkelverformung (normiert auf Maximalwert),
 t_{Komp} in s: dem Kompensationszeitpunkt und
 $t_{Komp,F_{min}}$ in s: dem Kompensationszeitpunkt mit minimaler Lasterfordernis.

8.2.3.2 Zusammenhang zwischen Kompensationszeitpunkt und Beanspruchungen

Abbildung 48 (S. 109) zeigt anhand eines Modellausschnittes, wie sich unterschiedliche Kompensationszeitpunkte auf die residualen Quereigenspannungen im Schweißnahtbereich auswirken. Es sind ausschließlich Zugeigenspannungen gezeigt, da sie die kritische Beanspruchungsform darstellen (s. S. 22 & 44). Die drei Zugeigenspannungsbilder zeigen jeweils den Zustand nach vollständiger Abkühlung. Die Kompensation, die mit dem Lastminimum einhergeht ($t_{Komp} = 27,2$ s), verursacht die geringsten transversalen Eigenspannungshöchstwerte. Gegenüber der verfrühten Kompensation (links) sind diese um 31 % reduziert und gegenüber der verspäteten (rechts) um 53 %. Im Nachfolgenden wird erklärt, weshalb kompensationsinduzierte plastische Verformungen eine Veränderung im schweißbedingten Eigenspannungszustand bewirken.

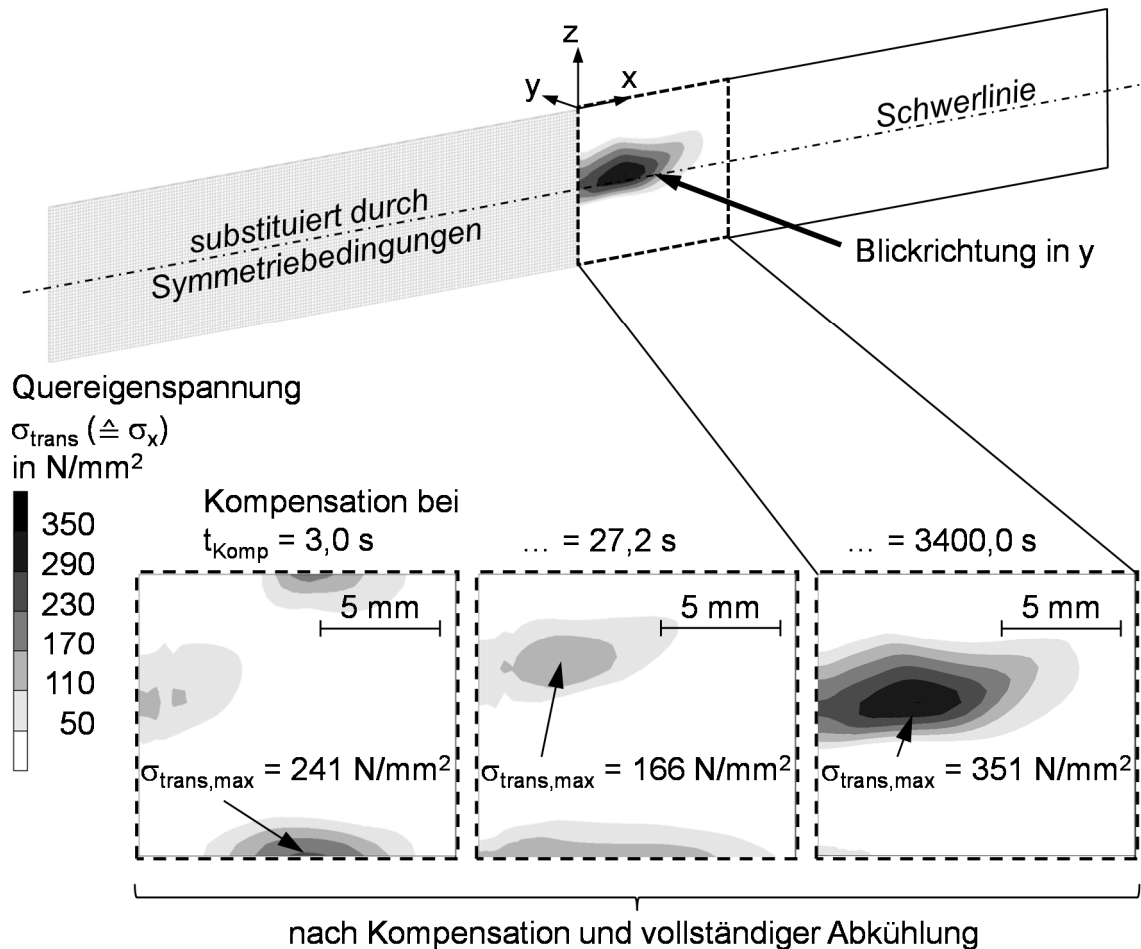


Abbildung 48: Mittels der FEM berechneter Einfluss des Kompensationszeitpunktes auf die transversalen Zugeigenspannungen

8.2.3.3 Dehnungslokalisation bei verfrühter Kompensation

Wird im Inneren eines beanspruchungsfreien Körpers mit elastoplastischem Materialverhalten eine Dehnung eingebracht, verzerrt sich der Werkstoff im Nahfeld der Dehnung. Es entstehen Eigenspannungen um ihre Quelle herum mit dem Maximum im Ursprung. Je größer dabei die induzierte Dehnung ist, desto höher sind die resultierenden Eigenspannungen – bis zum Erreichen der Festigkeit. Es macht deshalb einen Unterschied im Kompensationsergebnis, ob die Ausgleichsverformungen an einer Stelle eingebracht werden oder verteilt über einen größeren Bereich. Ersteres bedeutet lokal hohe Verzerrungsmaße und somit hohe Eigenspannungen. Dahingegen fallen mit letzterem die Dehnungen kleiner aus, was für den Beanspruchungszustand verträglicher ist. Dies lässt mit Blick auf Abbildung 48 verstehen, weshalb eine zu früh eingeleitete Kompensation in höheren Eigenspannungen resultiert. Die eingebrachte Wärme hat sich nicht weit ausbreiten können. Die Fließgrenze ist nur

in einem kleinen Bereich reduziert, aber dafür umso stärker. Daher werden sich dort die Ausgleichsverformungen konzentrieren. Es kommt zur angesprochenen Dehnungslokalisation und ihren negativen Folgen für den Beanspruchungszustand. Abbildung 49 veranschaulicht den Zusammenhang zwischen Temperaturverteilung und Fließgrenze für die drei diskutierten Kompensationszeitpunkte.

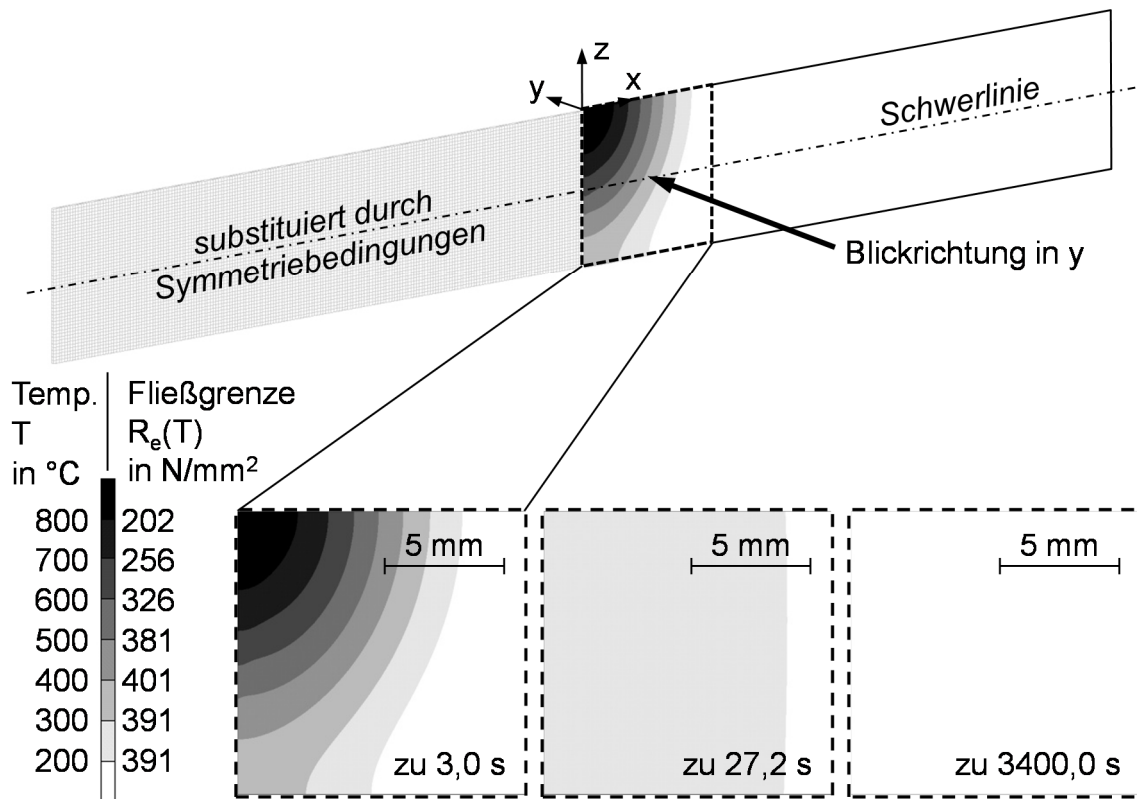


Abbildung 49: Mittels der FEM simulierte Temperaturverteilung und Fließgrenzensituation zu drei unterschiedlichen Zeitpunkten nach dem Schweißen

8.2.3.4 Fließgrenzenanstieg bei verspäteter Kompensation

Neben der Dehnungslokalisation resultiert auch eine verspätete Kompensation in höheren Eigenspannungen. Mit der Zeit führen die Wärmeausbreitung im gesamten Querschnitt und die Wärmeabgabe an die Umgebung dazu, dass das Temperaturniveau insgesamt sinkt. Die Fließgrenze steigt dadurch an, was größere Dehnungen erfordert, um sie zu überschreiten. Da größere Dehnungen höhere Spannungen bedeuten, ergibt sich auch bei einer zu späten Kompensation ein erhöhter Beanspruchungszustand. Die Abbildung 50 (S. 111) verdeutlicht die Effekte der Dehnungs-

lokalisierung und des Fließgrenzenanstieges auf die Verteilung der plastischen Ausgleichsdehnungen.

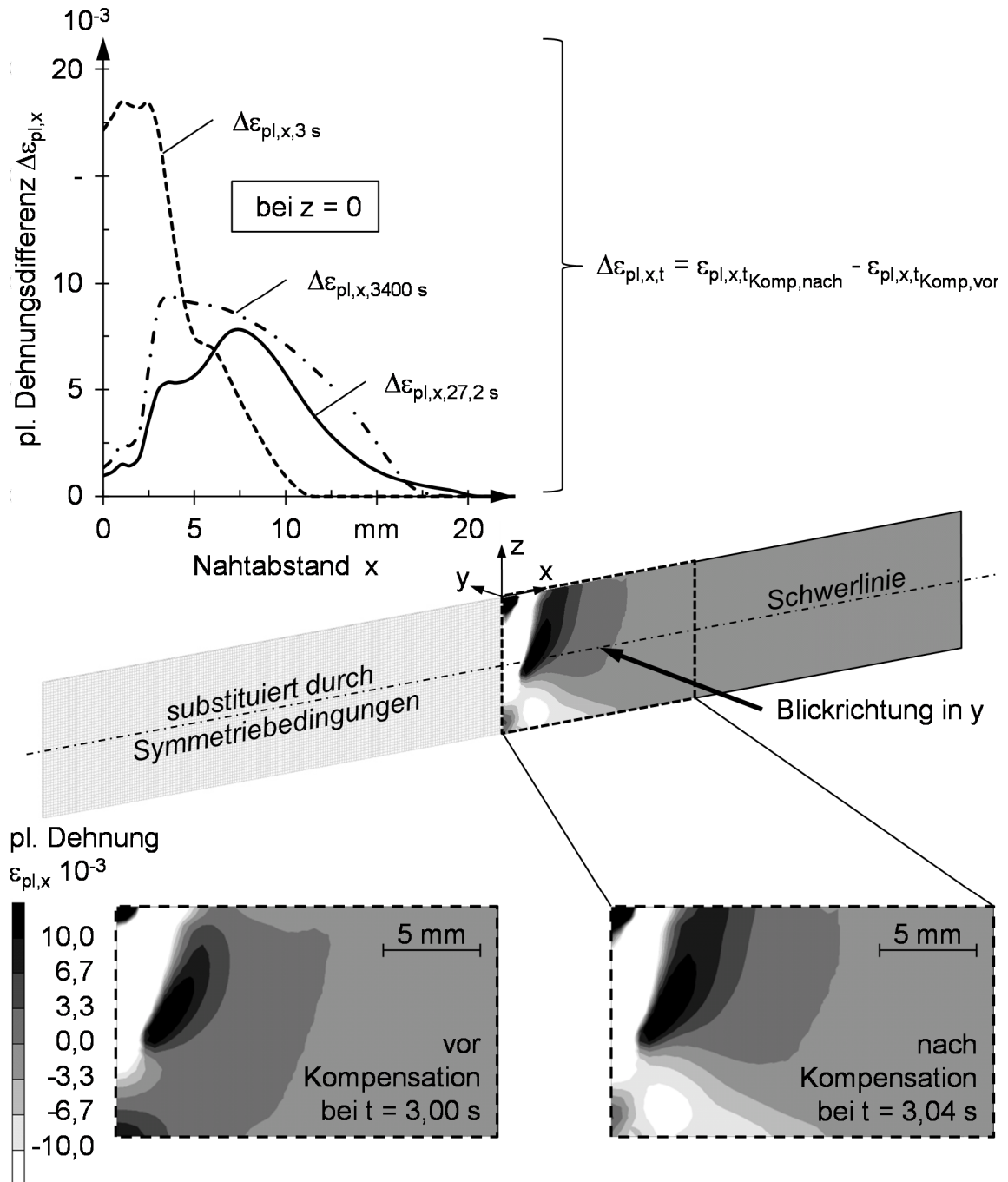


Abbildung 50: Mittels der FEM simulierter Einfluss des Kompensationszeitpunktes auf die Verteilung der plastischen Ausgleichsdehnungen über die Breite des Querschnittes; oben: Unterschied in den plastischen Dehnungen bei $z = 0$ zwischen den Zuständen unmittelbar vor und nach der Kompensation für drei ausgewählte Zeitpunkte; unten: beispielhaft für $t_{Komp} = 3\text{ s}$ gezeigter Dehnungsplot

Der untere Teil der Abbildung dient der Orientierung und hilft bei der Interpretation des darüberstehenden Diagrammes. Letzterem gilt das eigentliche Augenmerk. Die Graphen darin zeigen für die drei diskutierten Kompensationszeitpunkte, wo und in welchem Maße sich die plastischen Ausgleichsdehnungen ergeben. Dazu wurde jeweils die plastische Dehnungssituation unmittelbar vor der Kompensation mit der unmittelbar danach verglichen und der Unterschied bzw. die Differenz über die Querschnittsbreite (x -Richtung) aufgetragen. Für die z -Koordinate wurde $z = 0$ gewählt, weil sich die Dehnungslokalisation dort am deutlichsten zeigt, wo die Wärme in das Bauteil eingebracht wird. Dort sind die Temperaturen am höchsten und folglich die Fließgrenze am niedrigsten (vgl. Abbildung 49, S. 110). Aus diesem Grund prägt die Kurve $\Delta\varepsilon_{pl,x,3s}$ die Charakteristika einer Verzerrungslokalisation markant aus. Es zeigen sich hohe Dehnungsmaße innerhalb eines kleinen Gebietes. Gegenüber der Kompensation zum Zeitpunkt $t = 27,2$ s sind die Maximalbeträge in den plastischen Änderungen mehr als doppelt so groß und der plastische Dehnungsbereich nur halb so breit. Ebenfalls eindeutig wird der andere zuvor erklärte Effekt von dem Diagramm widergespiegelt. Die für die Kompensation erforderlichen plastischen Dehnungsmaße wachsen mit ansteigender Fließgrenze. Dies zeigt der Vergleich der Kurven $\Delta\varepsilon_{pl,x,27,2s}$ und $\Delta\varepsilon_{pl,x,3400s}$. Letztere weist nahezu über die gesamte Breite der plastischen Umbildungen höhere Werte auf. Mit Blick auf das beanspruchungsbezogene Kompensationsergebnis liegt bei $t = 27,2$ s eine optimale Temperatursituation im Querschnitt vor. Sie erlaubt es, die erforderlichen Verformungen so verteilt in die Struktur einzubringen, dass einerseits lokal keine allzu hohen Verzerrungsmaße entstehen und andererseits aber noch der Vorteil einer erniedrigten Fließgrenze ausgenutzt werden kann.

8.2.3.5 Fazit

Das weiterführende Fazit ist, dass sich bei einer Kompensation zu dem Zeitpunkt, bei dem das querschnittsbezogene Lastminimum liegt, das Minimum an transversalen Eigenspannungshöchstwerten einstellt. Folglich lässt sich letzteres auch über die thermische Winkelverformung nach Gleichung (8.1) (S. 108) auffinden. Mit diesen Informationen wird bei der Kompensation der Lastangriff stets dort am Bauteil lokalisiert, wo sich gerade der beanspruchungsreduzierende thermomechanische Zustand ergeben hat. Dazu wird das gesamte Bauteil querschnittsweise analysiert. Ist ein Querschnitt identifiziert, in dem diese Situation vorliegt, erfolgt dort der lokale Verzugsausgleich. Da sich mit der Zeit in jedem Querschnitt diese Situation einstellt, ist am Ende das (gesamte) Bauteil winkelverzugsfrei und mit Blick auf die Quereigenspannungen maximal beanspruchungsreduziert.

8.3 Reduktion longitudinaler Eigenspannungen

Der im Unterkapitel zuvor beschriebene Mechanismus lässt sich auch für die Reduktion der Längseigenspannungen nutzen. Jedoch ist das Reduktionspotenzial in longitudinaler Richtung geringer als in transversaler. Beispielsweise wird im Unterkapitel 11.4 (S. 168 ff.) für ein realistisches Szenario berechnet, dass sich auf diese Weise die Eigenspannungshöchstwerte in Längsrichtung um 9 %¹⁰² reduzieren lassen – die Quereigenspannungen hingegen um 46 %¹⁰². Da allerdings die Längseigenspannungen den Vergleichs(eigen)spannungszustand dominieren¹⁰³, ergibt sich für den gesamten Beanspruchungszustand nur ein mäßiger Reduktionserfolg. Zwar liegt mit dem Gleichgewicht an thermischen Dehnungen über die Querschnittshöhe auch hinsichtlich der Längseigenspannungen der verträglichste Moment für den Verzugsausgleich vor, jedoch stellt sich dabei für den longitudinalen Eigenspannungszustand nicht das mögliche Minimum an Eigenspannungshöchstwerten ein. Dies lässt sich zu einem späteren Zeitpunkt durch einen anderen Mechanismus erreichen, welcher weniger verträglich als vielmehr das Gegenteil davon ist. Er basiert auf einer Strukturüberlastung und nutzt den hohen longitudinalen Eigenspannungszustand aus. Dazu wird nach dem Schweißen abgewartet, bis sich der maximale Beanspruchungszustand in Längsrichtung aufgebaut hat. Anschließend werden die Ausgleichsverformungen eingebracht. Die schweißbedingten Längseigenspannungen liegen typischerweise bei Werten, die bis an oder über die (einachsige) Fließgrenze reichen [RADAJ 2002, S. 8]. Aufgrund dessen kommt es durch die zusätzliche Belastung bei der Kompensation in entsprechend vielen Werkstoffbereichen zu einem Überschreiten der Fließgrenze. Die plastische Zone verbreitert sich durch Spannungsumlagerungen, und nach Wegnahme der Kompensationslast verbleibt ein erniedrigter Beanspruchungszustand.

Die höchsten Zugeigenspannungswerte in longitudinaler Richtung liegen nach vollständiger Abkühlung bzw. im thermisch ausgeglichenen Zustand vor. Von daher sind es die späten Kompensationszeitpunkte, die den Abbau der Längseigenspannungen begünstigen. Auf diese Weise lässt sich bei dem zuvor erwähnten Beispiel eine Reduktion der Eigenspannungshöchstwerte in Längsrichtung um 33 %¹⁰² erzielen.

¹⁰² gegenüber dem Maximalwert bei $t_{Komp} = 0$

¹⁰³ Abhängig vom Kompensationszeitpunkt übersteigen in dem erwähnten Beispiel die longitudinalen Eigenspannungshöchstwerte die transversalen um das bis zu 4,7-Fache.

Der Überlastungseffekt beruht auf einer lokalen Streckung von Werkstoffbereichen, die bei der Verzugskompensation hervorgerufen wird. Die ausführlichen Erläuterungen hierzu erfolgen im nächsten Kapitel (s. 9, S. 117 ff.).

8.4 Kombination der Reduktionsmechanismen

Um den dreidimensionalen Beanspruchungszustand hinsichtlich der Vergleichs(eigen)spannungswerte zu reduzieren, werden die beiden in diesem Kapitel vorgestellten Mechanismen kombiniert. Allerdings setzen beide Mechanismen unterschiedliche Kompensationszeitpunkte voraus. Hierbei ist nur für die Reduktion der Quereigenspannungen ein enges Zeitfenster einzuhalten. Mit Blick auf die Längseigenspannungen kann die Kompensation zu beliebigen Zeitpunkten erfolgen, sofern das Bauteil den abgekühlten Zustand erreicht hat. Dies führt zu einem Kompensationsvorgang in zwei Phasen. In der ersten Phase richtet sich der Belastungszeitpunkt nach der thermischen Winkelverformung. Dabei findet ein anteiliger Verzugsausgleich statt. Der verbleibende Verzug wird in der zweiten Phase beseitigt. Bei den hier angestellten numerischen Untersuchungen hat sich gezeigt, dass eine Reduktion der Kompensationslast in der ersten Phase auf 70 % der eigentlichen Last, die für einen (vollständigen) Verzugsausgleich zu diesem Zeitpunkt erforderlich wäre, zu einem optimalen Ergebnis hinsichtlich der Vergleichs(eigen)spannungswerte nach der zweiten Kompensationsphase führt.

8.5 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung

In diesem Kapitel wurden die beiden Mechanismen vorgestellt, die im Rahmen dieser Arbeit zur Reduktion der Schweißeigenspannungen zum Einsatz kommen. Das Hauptaugenmerk lag dabei auf der Erläuterung des ersten Mechanismus, weil er im Rahmen dieser Arbeit entwickelt wurde. Er wird zur Reduktion der Quereigenspannungen eingesetzt. Erstmals wird damit die Möglichkeit aufgezeigt, die vom Schweißprozess induzierte Wärme vorteilhaft für den finalen Beanspruchungszustand zu nutzen. Hierbei findet die Verzugskompensation zu einem Zeitpunkt statt, bei dem sich der Temperaturausgleich über die Bauteildicke zwar bereits eingestellt hat, die Temperatur in der Wärmeeinflusszone aber noch deutlich erhöht ist. Dadurch lassen sich die (plastischen) Ausgleichsdehnungen bei erniedrigter Fließgrenze einbringen, ohne dass es zu einer Lokalisation der Kompensationsdehnungen im Schweißnahtbereich kommt. Der Verzugsausgleich geht besonders strukturverträglich vonstatten. Der günstigste Zeitpunkt wird dabei durch die thermische Win-

kelverformung indiziert. Unterschreitet es in einem definierten Strukturgebiet (Querschnitt) einen vorgegebenen Schwellwert, erfolgt die lokale Kompensation. Den dort vorliegenden Verformungen wird ein verzugsneutralisierender Dehnungszustand überlagert. Dieser Vorgang vollzieht sich über alle Strukturgebiete, die eine wärmebedingte Verformung erfahren.

Gegenüber dem ersten Mechanismus ist der zweite im Grundsätzlichen bekannt. Hierbei wird der stark ausgeprägte Eigenspannungszustand in Nahtlängsrichtung genutzt, um durch die Überlagerung mit der Kompensationsbeanspruchung eine mechanische Überlastung zu erzielen. Zusätzliche Werkstoffbereiche werden dabei über die Fließgrenze hinaus beansprucht und es kommt zu einer Ausdehnung des plastischen Dehnungsfeldes mit entsprechenden Spannungsumlagerungen. Eigenspannungen bauen sich ab.

Die Kombination der beiden Mechanismen erlaubt eine signifikante Beanspruchungsreduktion in der Wärmeeinflusszone. Weil die Mechanismen zu unterschiedlichen Zeitpunkten ihr Effektivitätsmaximum erreichen, ist der Kompensationsprozess zeitlich aufzuteilen. Dies führt zu einem Verzugsausgleich in zwei Phasen. Hierbei ist neben dem zeitlichen Aspekt das Maß der überlagerten Kompensationsverformung entscheidend für den Erfolg der Reduktionsmaßnahme. Um das (Bauteil-)ortsabhängige Maß für den lokalen Verzugsausgleich weder zu unterschreiten noch zu überschreiten, ist während der Kompensation die Kenntnis über das finale Ergebnis erforderlich. Dies impliziert die Prognose von Verformungen, die aus der Rückfederung nach Wegnahme der Kompensationslast und dem frei werdenden elastischen Potenzial resultieren. Letzteres war durch die dem Bauteil aufgezwungene Einspannsituation im Werkstoff gebunden. Wie sich das unbekanntes Verformungspotenzial identifizieren und beim lokalen Verzugsausgleich berücksichtigen lässt, wird im nächsten Kapitel erklärt.

9 Methode zur Verzugskompensation

9.1 Allgemeines und Überblick

In diesem Kapitel wird das Vorgehen aufgezeigt, mittels dessen sich das Prinzip zur lokalen Verzugskompensation umsetzen lässt. Dabei werden die wesentlichen Randbedingungen und Voraussetzungen geklärt, die für die Anwendung des Prinzips zu erfüllen sind. Um auch hier die Erläuterungen illustrativ zu unterstützen, wird eine beispielhafte Schweißaufgabe zugrunde gelegt. Sie sieht das Fügen von zwei rechteckigen, 3 mm dicken Stahlblechen (Werkstoff: 1.4301) mit den Abmaßen $40 \cdot 69,5 \text{ mm}^2$ im Stumpfstoß vor. Es ist jeweils die längere Kante in die Stoßfläche einbezogen. Die thermische Energie wird mittels Laserstrahlung (Vorschubgeschwindigkeit $v_L = 4,235 \text{ m/min}$, Leistung $P_L = 3 \text{ kW}$) in das Werkstück eingebracht und die Ausgleichsverformungen werden durch eine annähernd punktförmig angreifende Last herbeigeführt. Die Wärmequelle wirkt von oben auf das Bauteil ein, die Last von unten. Die Vektoren der Wirkrichtung von Wärmequelle und Last stehen jeweils senkrecht auf der Ober- bzw. Unterseite des Bauteiles und weisen in dieses hinein. Folglich sind die Vektoren zueinander parallel. Ihr Versatz zueinander wird im Folgenden auch als *Nachlauflänge* bezeichnet. Wird die Nachlauflänge durch die Vorschubgeschwindigkeit der Kompensationseinheit dividiert, ergibt sich die *Nachlaufzeit*. Letztere ist dem *Kompensationszeitpunkt* analog, dessen Begriff in den Kapiteln zuvor bei der Querschnittsbetrachtung verwendet wurde. Mit beiden Begriffen ist derselbe Zeitabschnitt beschrieben. Sie umfassen – bezogen auf einen Bauteilort – die Dauer zwischen dem Wirken der Wärmequelle und dem Wirken der Kompensationslast. Dabei sind die Wirkzeitpunkte durch das am Bauteilort jeweils auftretende Intensitätsmaximum von Wärmequelle bzw. Kompensationslast eindeutig bestimmt.

9.2 Einspannung und Lagerung der Fügeteile

Die Einspannbedingungen sind so zu setzen, dass einerseits die während des Schweißens auftretenden Verformungen möglichst nicht in ihrer Ausprägung behindert werden und andererseits das Bauteil beim Wirken der Kompensationslast prozesssicher gelagert ist.

Die erste Forderung resultiert aus der einspanngradabhängigen gegenläufigen Entwicklung von Verzügen und Eigenspannungen bei zu schweißenden Bauteilen

(s. Abbildung 12, S. 23). Dementsprechend lassen sich mit einem minimalen Einspanngrad die schweißbedingten Eigenspannungen auf ein Minimum reduzieren. Dadurch wird der Struktur während des Schweißens die Möglichkeit gegeben, sich (nahezu) frei, das heißt ohne äußere Zwängungen, zu verformen.

Die zweite Forderung nach stabiler Lage soll gewährleisten, dass beim Schweißen und bei der Kompensation den Prozessanforderungen gerecht wird, welche bauteilbezogen vor allem an den Fügespalt gestellt werden. Bei einer zu nachgiebigen Einspannung würde sich durch die zugelassene Bauteilverformung die maßliche und lagebezogene Situation des Fügespalt so weit ändern, dass darunter das Prozessergebnis leidet. Beispielsweise könnte eine aufklaffende Nahtfuge oder ein sich aus der Fokusebene heraus verformendes Bauteil (engl.: Fokus Shift) die Verbindungsqualität verringern.

Es ergeben sich gegensätzliche Forderungen an den Einspanngrad, die nach einem Kompromiss verlangen. Dieser kann gegenüber üblichen Einspannungen stark zu Gunsten niedriger Eigenspannungsergebnisse geschlossen werden. Es lassen sich bereits mit vergleichsweise kleinen Einspanngraden prozessbeeinträchtigende Bewegungen der Nahtfuge (Aufklaffen, bauteilursächlicher Fokus Shift) unterdrücken und die Aufnahme der Kompensationslast sicherstellen. Wie die Einspannung dabei im Detail beschaffen sein muss, ist von der Schweißaufgabe abhängig. Hier bieten die Simulationsmethoden ein zeit- und kostenbezogenes Einsparpotenzial gegenüber einer Auslegung durch Realversuche. Es lassen sich die auftretenden Reaktionskräfte in den Kontaktstellen zwischen dem Bauteil und der mechanischen Peripherie während des Schweißens und des Abkühlens berechnen. Die ermittelten Reaktionskräfte werden anschließend der anforderungsgerechten Auslegung der Einspannvorrichtung zugrunde gelegt. Eine beispielhafte Auslegung mittels der FEM wird in Kapitel 11 (S. 147 ff.) beschrieben.

9.3 Fokussierung der plastischen Bauteilreaktionen

Um die Ausgleichsverformungen möglichst dort einzubringen, wo die Verzugsursache liegt, greift die Last direkt unter der Schweißnaht an, das heißt auf der der Wärmequelle abgewandten Seite. Dementsprechend hat die Last in Richtung der Wärmequelle zu wirken. Insbesondere für die Reduktion der transversalen Eigenspannungen ist aufgrund des engen einzuhaltenden Zeitfensters die Lasteinleitung so vorzusehen, dass die Kompensation möglichst nur für den jeweils aktuell identifizierten Zielquerschnitt durchgeführt wird. Angrenzende Bereiche gilt es, so wenig

wie möglich miteinzubeziehen. Dieser Forderung wird am ehesten mit einer punktförmigen Lasteinleitung entsprochen. Zwar kann nicht vermieden werden, dass sich neben dem eigentlich zu beeinflussenden Querschnitt auch die davor- und dahinterliegenden Werkstoffbereiche (mit-)verformen, jedoch reicht dieser unbeabsichtigte Effekt nicht weit über den Ort des Lastangriffes hinaus. Dies wird nachfolgend erklärt.

Da es an dieser Stelle um einen mechanischen Sachverhalt geht, der zu beleuchten ist, wird hier keine Schweißung betrachtet (s. Abbildung 51 oben, S. 120), sondern eine Platte, deren Beanspruchungszustand allein durch die Kraft F verursacht ist. Die Kraft greift im Flächenschwerpunkt der unteren Bauteilseite an und wirkt in z -Richtung nach oben. Ihre Magnitude ist so bestimmt, dass keine plastischen Verformungen auftreten. Es bildet sich im Zentrum der Platte eine Dehnungskuppel aus. Die Krümmung der Kuppel hat ihr Maximum dort, wo die Last angreift. Für den dort liegenden Querschnitt bedeutet dies eine maximale Streckung auf der Oberseite und eine maximale Stauchung auf der Unterseite. Beide Dehnungsexrema liegen bei $x = 0$. Bei einer Schweißung befände sich an dieser Stelle die Naht und damit die Ursache für das wärmebedingte Verzugs- und Eigenspannungsproblem. Eine Streckung der Oberseite und eine Stauchung der Unterseite im Nahtbereich sind die Effekte, auf denen die Kompensation beruht. Dabei ist der Kompensationseffekt umso stärker, je größer die Krümmung ist. Das gleiche gilt umgekehrt und hierin liegt der aufzuzeigende Effekt: Mit Blick auf das Diagramm in Abbildung 51 (S. 120) wird deutlich, dass zwar die an den Zielquerschnitt (gekennzeichnet mit der Ziffer 1) angrenzenden Querschnitte (gekennzeichnet durch die Punkte auf dem Funktionsgraph) eine Krümmung erfahren, jedoch in weitaus geringerem Maße. Bereits in einem Abstand von 5 mm zum Zielquerschnitt (dies entspricht der Breite von drei Querschnitten) ist die Bauteilkrümmung unter 50 % ihres Maximalwertes gefallen. Damit ist die vorzeitige plastische Beeinflussung eines dort liegenden Querschnittes vergleichsweise gering. Dies soll anhand einer Gegenüberstellung mit der plastischen Winkelverformung verdeutlicht werden (s. Abbildung 52, S. 121). Die plastische Winkelverformung gibt Auskunft über die plastischen Entwicklungen innerhalb des betrachteten Querschnittes, die für den (finalen) Winkelverzug relevant sind. Sie kann daher als Maß für den erreichten bzw. verbleibenden Kompensationseffekt verstanden werden. Dabei zeigt sich mit Blick auf die Abbildung 52 (S. 121), dass die plastische Winkelverformung zu Kompensationsbeginn gegenüber der sich einstellenden Querschnittskrümmung gering ist. So erfährt beispielsweise der betrachtete 5 mm vom Lastangriff entfernte Querschnitt (in

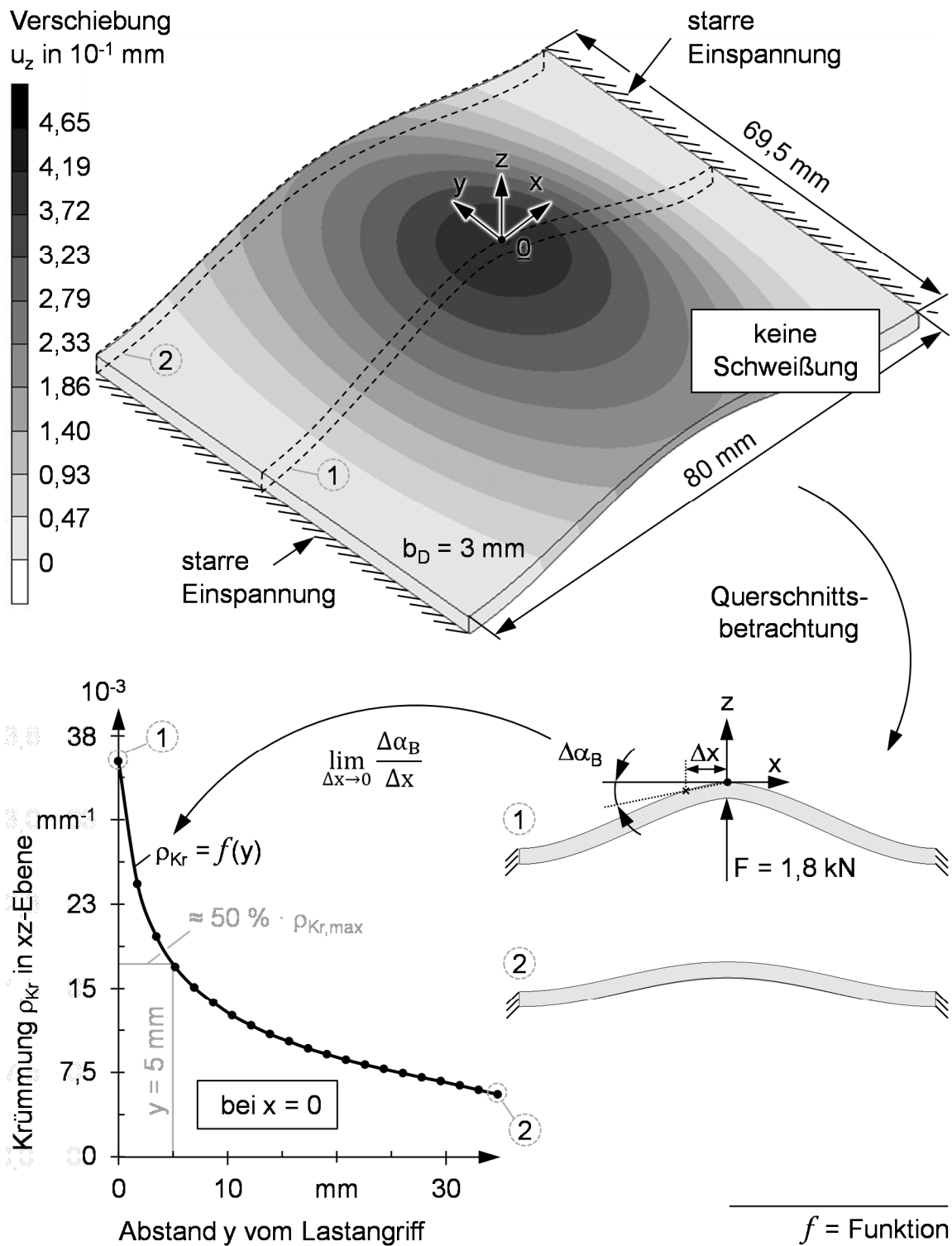


Abbildung 51: Mittels der FEM generierte Darstellung der Querschnittskrümmung $\rho_{Kr}(x = 0 \text{ mm}, y)$ einer Platte (Werkstoff: 1.4301), an der die Last F im Flächenschwerpunkt der unteren Bauteilseite angreift; Verformungsüberhöhung: Faktor 40; (es findet hier keine Schweißung statt)

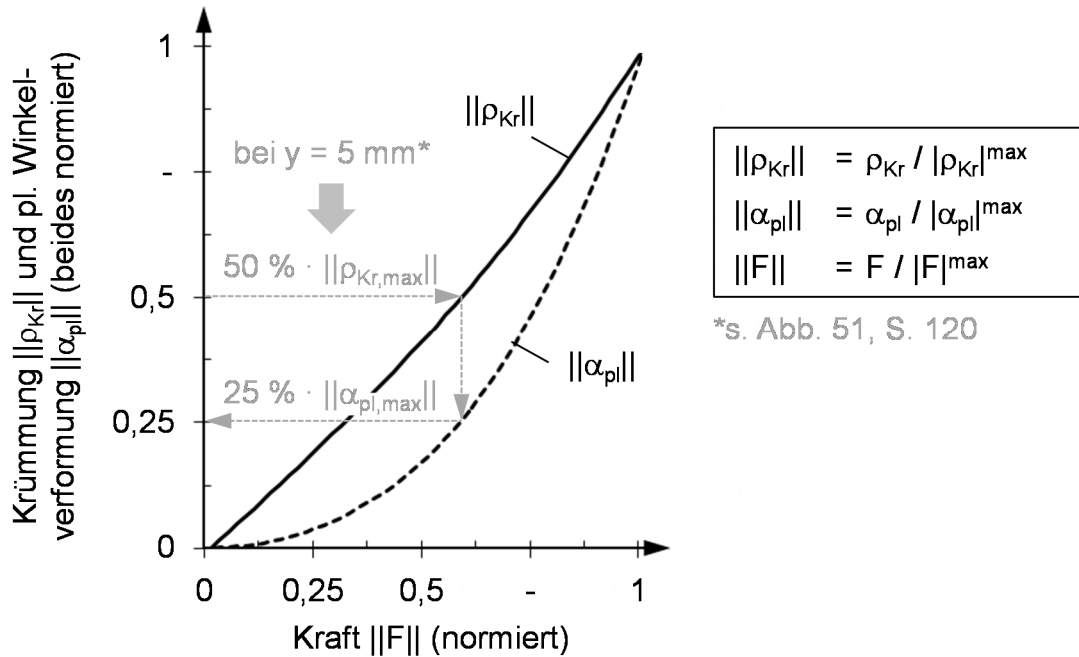


Abbildung 52: Entwicklung der Querschnittskrümmung ρ_{Kr} und der plastischen Winkelverformung α_{pl} in Abhängigkeit der Belastung F

y -Richtung) 25 % seiner plastischen (Ziel-)Umbildung vorzeitig. Dieses Maß an vorzeitiger plastischer Beeinflussung ist tolerierbar vor dem Hintergrund, dass in unmittelbarer (zeitlicher) Nähe zum optimalen Kompensationszeitpunkt nahezu identische Reduktionsergebnisse die transversalen Eigenspannungen betreffend erreicht werden. In Kapitel 11 (S. 147 ff.) wird für eine vergleichbare Schweißaufgabe ein optimaler Kompensationszeitpunkt von $t_{Komp,opt} = 1,4$ s berechnet. Eine Kompensation, die $\Delta t = 0,2$ s früher oder später stattfindet (entspricht $y = \pm 14$ mm¹⁰⁴), verschlechtert das Eigenspannungsergebnis marginal¹⁰⁵. Für eine annähernd punktförmige Lasteinleitung lässt sich daher das Fazit ziehen, dass die Auswirkungen einer vorauseilenden Auslenkung von Bauteilbereichen auf den Eigenspannungszustand vernachlässigbar sind.

¹⁰⁴ $s = \Delta t \cdot v_L = 0,2 \text{ s} \cdot 4,325 \text{ m/min} \cdot [(\text{min} \cdot 10^3 \text{ mm}) / (60 \text{ s} \cdot \text{m})] = 14 \text{ mm}$

¹⁰⁵ min. Quereigenspannungshöchstwert: $166 \text{ N/mm}^2 \rightarrow 0,2 \text{ s zu früh: } +1 \text{ N/mm}^2; 0,2 \text{ s zu spät: } +4 \text{ N/mm}^2$

9.4 Einleitung der Kompensationslast

Bei der Lasteinleitung gilt es zu berücksichtigen, dass an der Kontaktstelle zwischen der einleitenden Komponente des Kompensationssystems und dem Bauteil ein beanspruchungsverträgliches Flächenmaß sichergestellt ist. Bei beiden Kontaktpartnern darf die Quetschgrenze nicht überschritten werden. Demzufolge ist von der zuvor geforderten ideal-punktförmigen Lasteinleitung abzuweichen und eine beanspruchungsverträgliche Fläche zu dimensionieren. Eine konstruktive Umsetzung der Lasteinleitung ist die Ausführung als Andrückrolle (s. Abbildung 53).

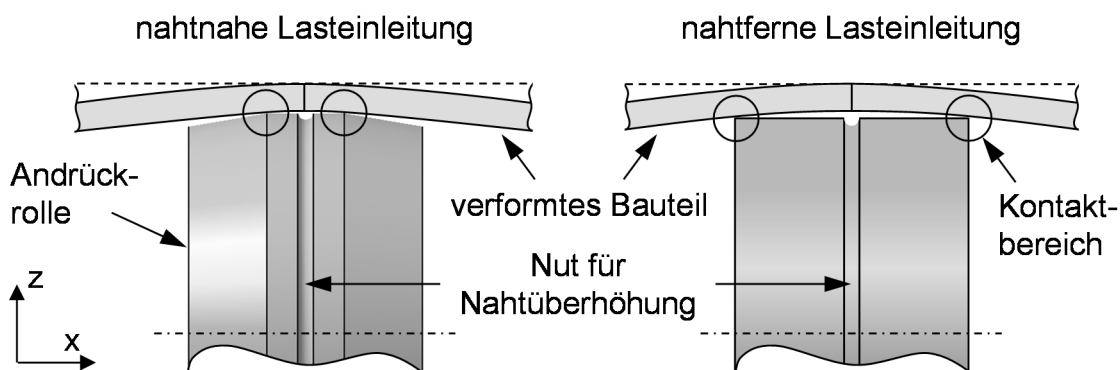


Abbildung 53: Beispielforme Ausführungen der Andrückrolle; links: Form der Mantelfläche erlaubt nahtnahe Lasteinleitung in das Bauteil (günstig); rechts: nicht angepasste Mantelkontur führt bei ausweichendem Bauteil zu nahtferner Lasteinleitung (ungünstig)

Bei der Gestaltung der Rollenform ist darauf zu achten, dass die Andrückkräfte nicht nahtfern eingeleitet werden. Diese Forderung beruht auf den bereits angestellten Überlegungen zur Bauteilkrümmung. Sie ist dort maximal, wo die Last angreift (s. S. 119). Um den Winkelverzugsausgleich herzustellen, würden im idealen Fall jene Stauchungen entzerrt, die durch den Schweißprozess verursacht sind. Diese Stauchungen liegen im Nahfeld der Naht. Dementsprechend ist auch dort der Bereich maximaler Bauteilkrümmung zu lokalisieren. Die linke Ausführung ermöglicht dies. Durch die kegelförmige Gestaltung der Mantelfläche lässt sich die Breite der Kontaktzone reduzieren, ohne dadurch den Einbauraum in der Rolle für das Radiallager wesentlich einzuschränken. Wiederum darf die Kontaktzone nicht zu schmal ausgeführt werden, da es ansonsten zu einem plastischen Eindringen der Rolle in das Bauteil kommen würde. Unter Einhaltung dieser Bedingungen hinsichtlich des Kontaktdruckes und des Einbauraumes ist auch der Durchmesser der Rolle kleinstmöglich zu gestalten. Zweckmäßiger Weise lässt sich für die anforde-

rungsgerechte Dimensionierung der Rolle die Simulation einsetzen. Eine beispielhafte Ausführung ist in Kapitel 11 (S. 147 ff., Abbildung 63, S. 154) gezeigt.

Um Verschleißerscheinungen an der Rolle abzumildern, wird für ihren Werkstoff ein gehärteter Stahl empfohlen. Da es bei Durchschweißungen auch auf der strahl- abgewandten Seite zu einer Nahtausprägung kommen kann, ist in die Rolle eine umlaufende Rille einzubringen. Die Breite der Rille ist so zu wählen, dass sich ein Kontakt zwischen Nahtüberhöhung (Nahtdurchhang) und Rolle ausschließen lässt. Eine Beeinflussung der Nahtausprägung ist hier nicht beabsichtigt¹⁰⁶.

9.5 Erzeugung und Positionierung der Kompensationslast

9.5.1 Andrückrollenbasiertes System

Die Abbildung 54 (S. 124) schematisiert ein andrückrollenbasiertes System als technische Umsetzung des lokalen Kompensationsprinzips. Der Wärmeeintrag in das Bauteil erfolgt von oben. Der Mechanismus der Winkelverzugsausbildung wurde im Kontext von Abbildung 6 (S. 15) erklärt. Demzufolge hat die Rolle von unten gegen das Werkstück zu drücken, um mit der zuvor berechneten Kraft F eine dem Verzug entgegengerichtete Verformung des Werkstückes nach oben zu bewirken (z -Richtung). Die Rolle ist auf einer Achse drehbar gelagert, sodass sie sich bei Bewegung in die gezeigten Vorschubrichtungen auf der Unterseite des Bauteiles abrollen kann. Die Achse der Andrückrolle wird von einem Druckzylinder getragen, der die Kompensationslast erzeugt. Die dabei entstehenden Anpresskräfte werden von einer Messzelle registriert, die in den Kraftfluss eingebracht ist. Der Druckzylinder ist fest mit einem Schlitten verbunden, der Teil eines linearen Führungs- und Antriebssystems ist. Das Antriebssystem realisiert die definierte Bewegung der Andrückrolle in Vorschubrichtung (y -Richtung). Dabei ist die Vorschubrichtung des Antriebssystems dieselbe wie die der Wärmequelle. Die Vorschubgeschwindigkeit wurde ebenso wie die Anpresskraft mittels der hier vorzustellenden Auslegungsmethodik zuvor berechnet. Beide Größen werden durch eine Steuereinheit im realen Kompensationsprozess eingestellt, wobei dies in Abhängigkeit der Wärmequellenposition erfolgt. Für die zeitabhängigen Größen bilden die Position der Wärmequelle (relativ zum Nahtanfang) und ihre Vorschubgeschwindigkeit das Bezugssystem.

¹⁰⁶ wengleich möglich, falls werkstoffverdichtende oder oberflächentechnische Effekte gewünscht sind

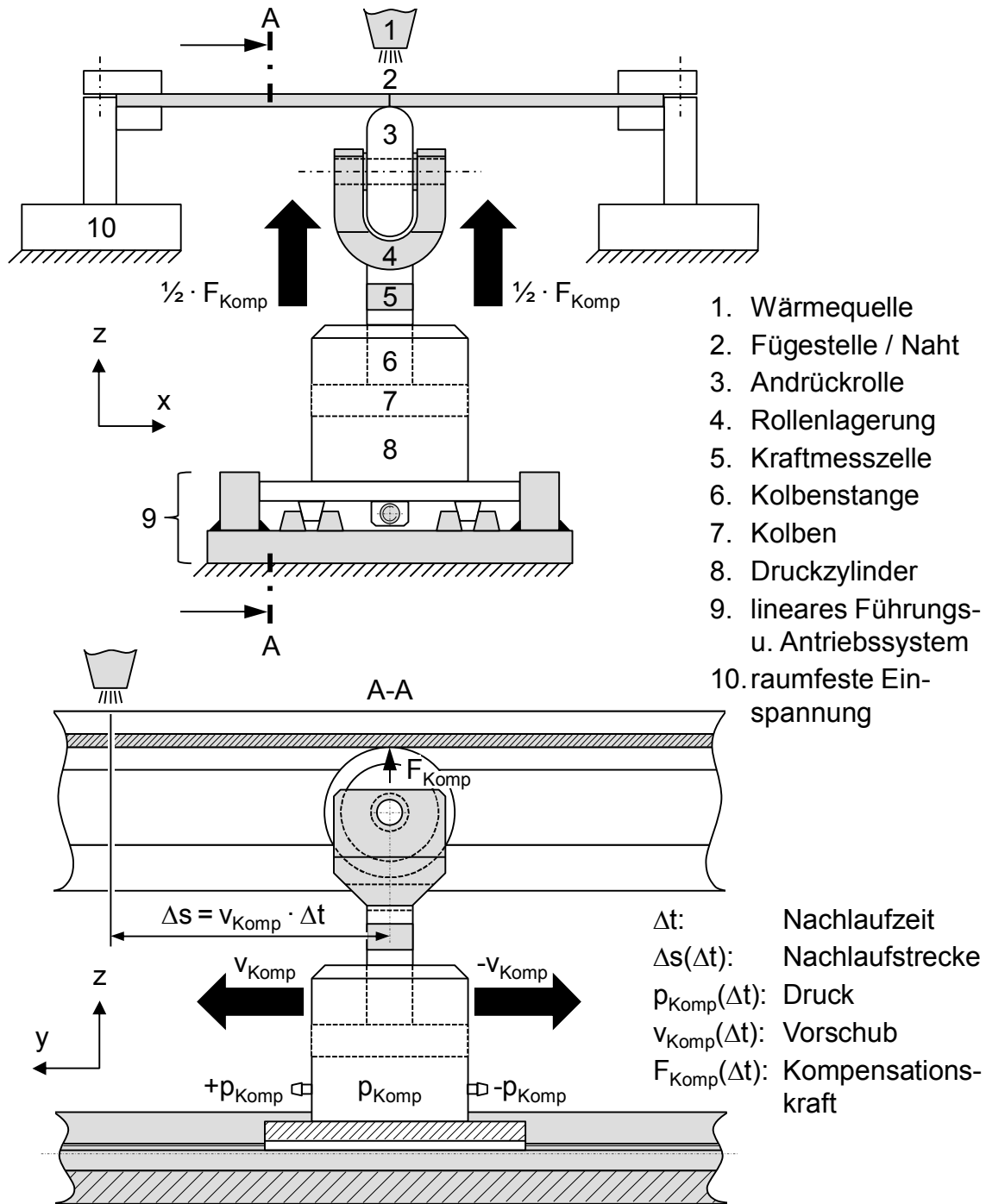


Abbildung 54: Schematische Darstellung eines andrückrollenbasierten Kompensationssystems zur lokalen Verzugsauslöschung

Abhängig von der geforderten Genauigkeit des Kompensationsergebnisses und der Leistungsfähigkeit der Aktorik, die Sollwerte schnell und genau zu erreichen, kann eine Regelung sinnvoll sein. Hierbei wird auf die Stellgrößen *Anpresskraft* und *Rollenposition* (relativ zur Wärmequelle) korrigierend Einfluss genommen.

Für den Nachweis der Umsetzbarkeit und Funktionsfähigkeit des vorgestellten Systems wurde dieses praktisch umgesetzt, aufgebaut und erprobt. Die Ergebnisse werden später diskutiert (s. Kap. 11, S. 147 ff.).

9.5.2 Alternative Systeme

Die vorstehende Lösung stellt eine Möglichkeit der technischen Umsetzung des Kompensationsprinzips dar. Da es bei dem in dieser Arbeit vorgestellten Reduktionsprinzip im Wesentlichen darauf ankommt, den Verformungsausgleich lokal und zu einer bestimmten Zeit herbeizuführen, sind auch alternative Lösungen denkbar. Beispielsweise könnten unter dem Bauteil mehrere ansteuerbare Andrückzylinder oder -hebel (pneumatisch, hydraulisch oder piezoaktorisch) dicht nebeneinander angeordnet sein, die in Abhängigkeit der Zeit ihre Anpresskraft ändern und so die erforderlichen Ausgleichsverformungen in das Bauteil einbringen. Da die technische Umsetzung nicht Kernaspekt dieser Arbeit ist, sondern der zugrundeliegende Kompensationsmechanismus, soll nicht vertiefend darauf eingegangen werden.

9.6 Ermittlung der Lastmagnitude

9.6.1 Allgemeines

Die Methodik dieser Arbeit sieht es vor, die Last am Zielquerschnitt soweit zu erhöhen, bis der lokale Verzugsausgleich unter Berücksichtigung der Rückfederung und Wärmedehnungssituation stattgefunden hat. Eine weitere Erhöhung der Last resultiert in einer Überkompensation. Sie lässt sich vermeiden, wenn ein Zielkriterium die Belastungsgrenze definiert. Es wird im Folgenden entwickelt.

9.6.2 Kriterium zur Steuerung der Last

9.6.2.1 Allgemeines

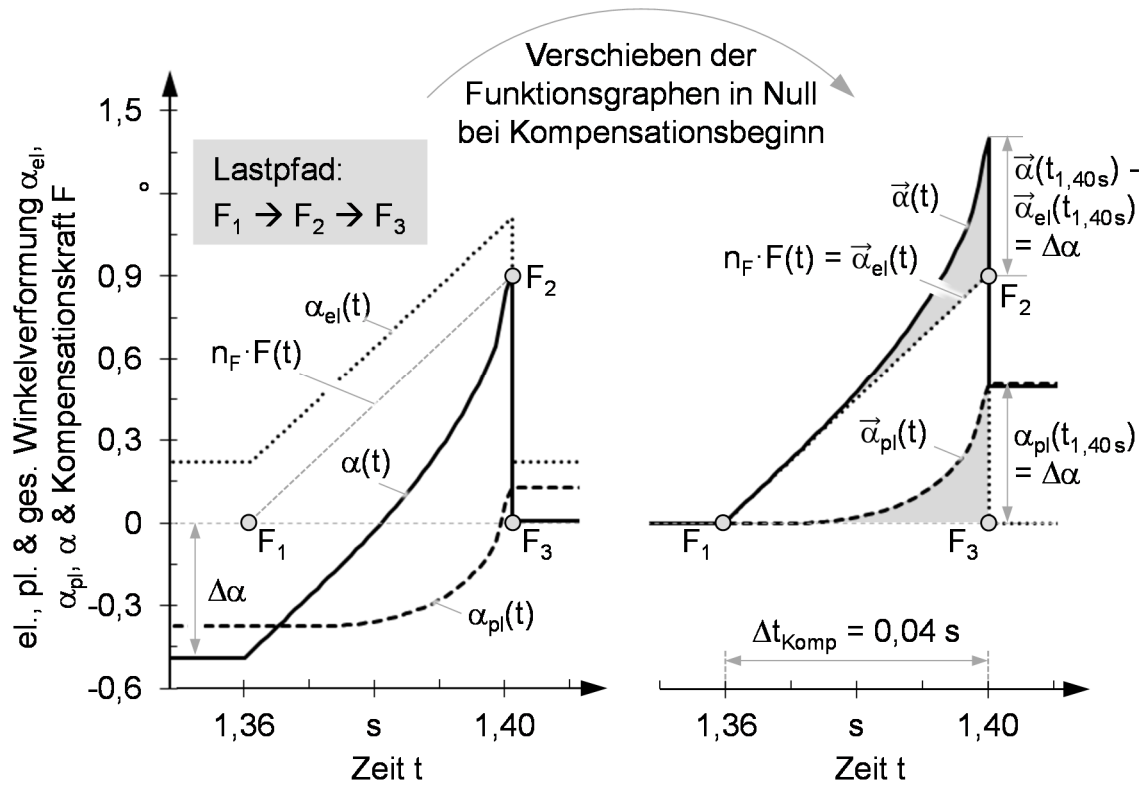
Für das Verständnis der anschließenden Erläuterungen ist es zweckmäßig, neben den relevanten Größen, den Winkelverformungen, eine zusätzliche Größe miteinzubeziehnen – die Kompensationskraft. Sie ist für die Definition des Zielkriteriums zwar nicht erforderlich, dennoch soll sie den Winkelverformungen gegenübergestellt werden, um bei der Herleitung des Zielkriteriums Ursache-Wirkungs-Zusammenhänge diskutieren zu können. Da die Winkelverformungen hier auf einen

Querschnitt bezogen werden, ist es für einen gemeinsamen Kontext erforderlich, dass sich auch die Kompensationskraft nur auf den betrachteten Querschnitt bezieht. Das bedeutet, dass die Kraft nur aus dem Verformungswiderstand des einen Querschnittes resultiert. Dies ist analog der Modellvorstellung, wie sie bei der Entwicklung des Mechanismus zur Reduktion der transversalen Eigenspannungen getroffen wurde (s. Abschn. 8.2.1, S. 94 ff.). Dementsprechend wird im Folgenden ein isolierter Querschnitt betrachtet. Das hier aufzuzeigende Vorgehen zur Ermittlung der Lastmagnitude bzw. des Zielkriteriums ist unabhängig davon, ob der interessierende Querschnitt in Wechselwirkung mit seiner Bauteilumgebung steht (integriert) oder nicht (isoliert).¹⁰⁷

9.6.2.2 Herleitung

Die Abbildung 55 (S. 127) zeigt die Auswirkungen einer Kompensation auf die Winkelverformung sowie auf deren elasto-plastischen Anteile. Beiden Diagrammen liegt derselbe numerisch berechnete Datensatz zugrunde. Er beinhaltet die Ergebnisse der Schweißsimulation, wie sie hier kapituleinleitend beschrieben wurde (S. 117). Der Unterschied zwischen den Diagrammen besteht darin, dass die angelegten Kurven im rechten Diagramm gegenüber dem linken entlang der Ordinate verschoben sind. Alle Kurven gehen dadurch zu Kompensationsbeginn (Punkt F_1) von Null aus. Dies dient der leichteren Interpretierbarkeit der grafisch erklärten Sachverhalte. Auf dem abgebildeten Zeitabschnitt ist die Schweißung bereits abgeschlossen. Die Wärmedehnungen haben sich im Querschnitt so verteilt, dass die Kompensation unter optimalen thermomechanischen Bedingungen erfolgt, das heißt $\alpha_{th} \leq 1\% \cdot \alpha_{th,max}$. Mit Blick auf das linke Diagramm wird bei $t_{Komp,start} = 1,36$ s eine linear anwachsende Kraft F aufgebracht, die den Querschnitt über die Dauer von $\Delta t_{Komp} = 0,04$ s zunehmend auslenkt. Anschließend wird bei $t_{Komp,Ende} = 1,40$ s (instantan) entlastet. Die Frage, die sich während der Belastungsphase stellt, ist, wie weit der Querschnitt auszulenken bzw. die Kompensationslast zu erhöhen ist, damit nach Rückfederung ein winkelverzugsfreies Ergebnis vorliegt. Die Antwort darauf wird im Nachfolgenden gegeben.

¹⁰⁷ Hierauf wird in Abschn. 10.3.4 (S. 140 ff.) vertiefend eingegangen.



$$\vec{\alpha}(t) = \alpha(t) - \alpha(t_{Komp,Start}) \quad \vec{\alpha}_j(t) = \alpha_j(t) - \alpha_j(t_{Komp,Start}) \quad \text{mit } j = el, pl$$

F:	Kompensationskraft	t:	Zeit
α :	gesamte (ges.) WV	$t_{Komp,Start}$:	Zeit zu Kompensationsbeginn
α_{el} :	elastische (el.) WV	WV:	Winkelverformung
α_{pl} :	plastische (pl.) WV	$\Delta\alpha$:	zu kompensierender Winkelverzug
n_F :	Proportionalitätsfaktor	Δt_{Komp} :	Kompensationsdauer

Abbildung 55: Schematische Bestimmung der erforderlichen Kompensationslast; links: Verlauf der el., der pl. und der gesamten Winkelverformung sowie der Lastkurve über der Belastungsphase; rechts: Verschieben der Kurven in gemeinsamen Nullpunkt zu Kompensationsbeginn; das Pfeilsymbol über α_{el} , α_{pl} und α indiziert die Kurvenverschiebung; n_F ist das konstante Verhältnis zwischen der el. Winkelverformung α_{el} und der Kraft F

Zur leichteren Nachvollziehbarkeit bei den weiteren Erläuterungen werden die Kurven $\alpha(t)$ und $\alpha_j(t)$ mit $j = el, pl$ wie folgt verschoben:

$$\vec{\alpha}(t) = \alpha(t) - \alpha(t_{Komp,Start}) \text{ und}$$

$$\vec{\alpha}_j(t) = \alpha_j(t) - \alpha_j(t_{Komp,Start}).$$

Das Pfeilsymbol drückt darin die Kurvenverschiebung aus. Es ergibt sich der Zusammenhang, der im oberen rechten Diagramm gezeigt ist. Die Kurven gehen bei $t_{Komp,Start}$ von Null aus.

In Abschnitt 7.2.2 (S. 81 ff.) wurde anhand der Balkentheorie nachvollzogen, dass zwischen der wirkenden Kraft F und der elastischen Winkelverformung α_{el} ein linearer Zusammenhang besteht. Es gilt

$$n_F \cdot F = \alpha_{el} \quad (9.1)$$

mit

n_F in °/N: dem Proportionalitätsfaktor und
 F in N: der Kompensationskraft.

Die aufgezwungenen Verformungen zu Kompensationsbeginn haben noch keinen plastischen Effekt, was daran zu erkennen ist, dass sowohl die elastische $\vec{\alpha}_{el}(t)$ als auch die gesamte Winkelverformung $\vec{\alpha}(t)$ der Lastkurve $F(t)$ folgen. Umgekehrt kennzeichnet ein Abweichen der gesamten Winkelverformung $\vec{\alpha}(t)$ von der Lastkurve $F(t)$ das Entstehen von plastischen Verformungen. Die Differenz zwischen $\vec{\alpha}(t)$ und $n_F \cdot F(t)$ entspricht somit der plastischen Winkelverformung $\vec{\alpha}_{pl}(t)$. Folglich ist die Kompensationslast soweit zu erhöhen, bis

$$\vec{\alpha}(t_{Komp,Ende}) - n_F \cdot F(t_{Komp,Ende}) = \vec{\alpha}_{pl}(t_{Komp,Ende}) = \Delta\alpha \quad (9.2)$$

mit

$\Delta\alpha$: dem zu neutralisierenden Winkelverzug.

9.6.2.3 Definition des Zielkriteriums

Die Gleichung (9.2) stellt ohne Kurventranslation das Zielkriterium dar:

$$\boxed{|\alpha_{pl}(t_{Komp,Start}) - \alpha_{pl}(t_{Komp,Ende})| = |\Delta\alpha|.} \quad (9.3)$$

An diesem Kriterium orientiert sich der Kompensationsalgorithmus bei Einstellung der Last. Hierzu erhöht der Algorithmus die Last schrittweise (inkrementell¹⁰⁸) an

¹⁰⁸ Das heißt zu jedem FE-Berechnungsschritt.

der Stelle des identifizierten Zielquerschnittes¹⁰⁹. Sobald die aufgezwungene Bauteilauslenkung ein irreversibles Niveau erreicht hat, spiegelt sich jede weitere Erhöhung in $\alpha_{pl}(t)$ wider. Die Last wird dann soweit erhöht, bis Gleichung (9.3) erfüllt ist. Damit ist dem zu kompensierenden Winkelverzug $\Delta\alpha$ eine neutralisierende plastische Winkelverformung überlagert. Im Fertigungsergebnis drückt sich dies durch einen verzugsneutralen Bauteilzustand aus.

9.7 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung

Innerhalb dieses Kapitels wurde die Methode beschrieben, mittels derer sich der lokale Verzugsausgleich gezielt erreichen lässt. Voraussetzung dafür ist eine Einspannung, die einerseits der Forderung nach stabiler Lagerung der Fügeteile bzw. des Bauteiles nachkommt, aber andererseits möglichst nachgiebig ist, um dem Werkstück einen hohen Freiheitsgrad hinsichtlich seines Verformungsverhaltens zu gewähren. Ersteres stellt einen zuverlässigen Schweiß- und Kompensationsprozess sicher. Letzteres erlaubt es dem Bauteil, der wärmebedingten Ausdehnung mit möglichst geringem Widerstand auszuweichen sowie auf die lokal angreifende Kompensationslast mit einer Durchbiegung zu reagieren, die sich durch eine starke Krümmung im Schweißnahtbereich auszeichnet. Dieser Nachgiebigkeitsaspekt erfüllt mit Blick auf das bauteilbezogene Strukturresultat zweierlei Zweck. Zum einen bauen sich durch das widerstandsarme Ausweichen des Materials beim Erwärmen geringere Eigenspannungen auf (s. Abbildung 12, S. 23). Zum anderen lässt sich mittels der starken Krümmung der plastische Kompensationseinfluss gezielt auf einen kleinen Bauteilbereich begrenzen (s. Abbildung 51, S. 120 und Abbildung 52, S. 121).

Neben den grundlegenden Voraussetzungen und der generellen Wirkungsweise wurde in diesem Kapitel eine Möglichkeit zur technischen Umsetzung des lokalen Kompensationsprinzips vorgestellt. Eine Andrückrolle wird auf der wärmequellenabgewandten Seite mit einer definierten Kraft gegen das Werkstück gedrückt und erzeugt so eine lokale Durchbiegung des Bauteiles zur Wärmequelle hin. Durch die Überlagerung von aufgezwungenem und thermisch bedingtem Verformungszustand lässt sich ein verzugsneutrales Ergebnis am beeinflussten Bauteilort einstellen. Die dafür erforderliche Last wird über die plastische Winkelverformung ermittelt. Hierzu ist die Last soweit zu erhöhen, bis die sich dabei einstellende Änderung (Diffe-

¹⁰⁹ Der Zielquerschnitt (s. Abschn. 6.4.3, S. 75) zeichnet sich dadurch aus, dass an diesem Bauteilort die optimalen thermomechanischen Bedingungen für den Verzugsausgleich vorliegen (s. Abbildung 32, S. 70).

renz) der plastischen Winkelverformung dem zu neutralisierenden Winkelverzug entspricht. Dieses formal beschriebene Kriterium erlaubt es der Kompensationsroutine, den Verzugsausgleich entlang der Wärmeeinflusszone bzw. entlang des Kompensationspfades automatisiert vorzunehmen. Hierzu wird im nächsten Kapitel erläutert, wie die Routine aufzubauen ist und wie sie im Zusammenwirken mit der Struktursimulation die optimalen Werte für die Kompensationsparameter *Zeitpunkt* und *Last* ermittelt.

10 Methode zur Auslegung des Reduktionsprozesses

10.1 Allgemeines und Überblick

Ein wesentlicher Bestandteil der in dieser Arbeit vorgestellten Methodik ist die thermomechanische Struktursimulation des Bauteilverhaltens beim Schweißen, beim Abkühlen und während der Kompensation (s. Abbildung 33, S. 73). Die Simulation stellt jene Größen bereit, mittels derer eine involvierte Routine automatisch den optimalen Kompensationszeitpunkt identifiziert, die Lastapplikation initiiert und die erforderliche Lastmagnitude bestimmt. Dazu greift die Routine in die Struktursimulation ein und verändert darin dynamische Randbedingungen, die die Kompensationsmaßnahme abbilden. Die Struktursimulation und der Kompensationsalgorithmus liefern zusammen die Ergebnisse, die als Sollwerte für die Stellgrößen dem realen System übergeben werden. Letzteres steuert (oder regelt) gemäß dieser Sollwerte die Aktorik, die den Verzugsausgleich herstellt. Es ist daher nachvollziehbar, dass der Erfolg der Kompensationsmaßnahme unmittelbar von der Modellgüte abhängt. Ein unzureichendes Modell liefert ungenaue oder falsche Sollwerte, die sich im realen Prozessergebnis „eins zu eins“ widerspiegeln. Dementsprechend hoch sind die Anforderungen an die Modellqualität, wenn nach einem hochwertigen Prozessergebnis verlangt wird (verzugsfrei und eigenspannungsarm).

Wenngleich die Struktursimulation zentrales Element der vorzustellenden Methodik ist, steht die Modellierung hier nicht im Fokus. Es gibt zahlreiche Arbeiten, die sich der Modellerstellung im Kontext der Schweißverzugs- und Schweißeigenspannungssimulation widmen und die nötigen Informationen zum Aufbau eines thermomechanischen Modells nennen, wie es auch hier zugrunde gelegt ist. Vor diesem Hintergrund werden nachfolgend nur jene Modellierungsdetails erörtert, die gegenüber der konventionellen Struktursimulation speziell oder wesentlich für die Methodik dieser Arbeit sind. Daran anschließend wird der Aufbau des Kompensationsalgorithmus beschrieben und abschließend, wie er mit der Struktursimulation zu koppeln ist.

10.2 Aufbau des Simulationsmodells

10.2.1 Einspannung

Um ein nachgiebiges Einspannsystem modellieren zu können, muss dessen tatsächliche Steifigkeit bekannt sein. Das übliche Sperren von Freiheitsgraden ist in diesem Fall nicht zulässig. Wie sich die Steifigkeit ermitteln lässt, wird beispielhaft in Kapitel 11 (S. 147 ff.) gezeigt. Für ihre Berücksichtigung lassen sich berechnungseffiziente Methoden nutzen, die das Einspannsystem in abstrahierter Form darstellen. Die hier empfohlene Vorgehensweise zur Abbildung einer flexiblen Einspannung ist die Implementierung von Federn (s. Abbildung 56).

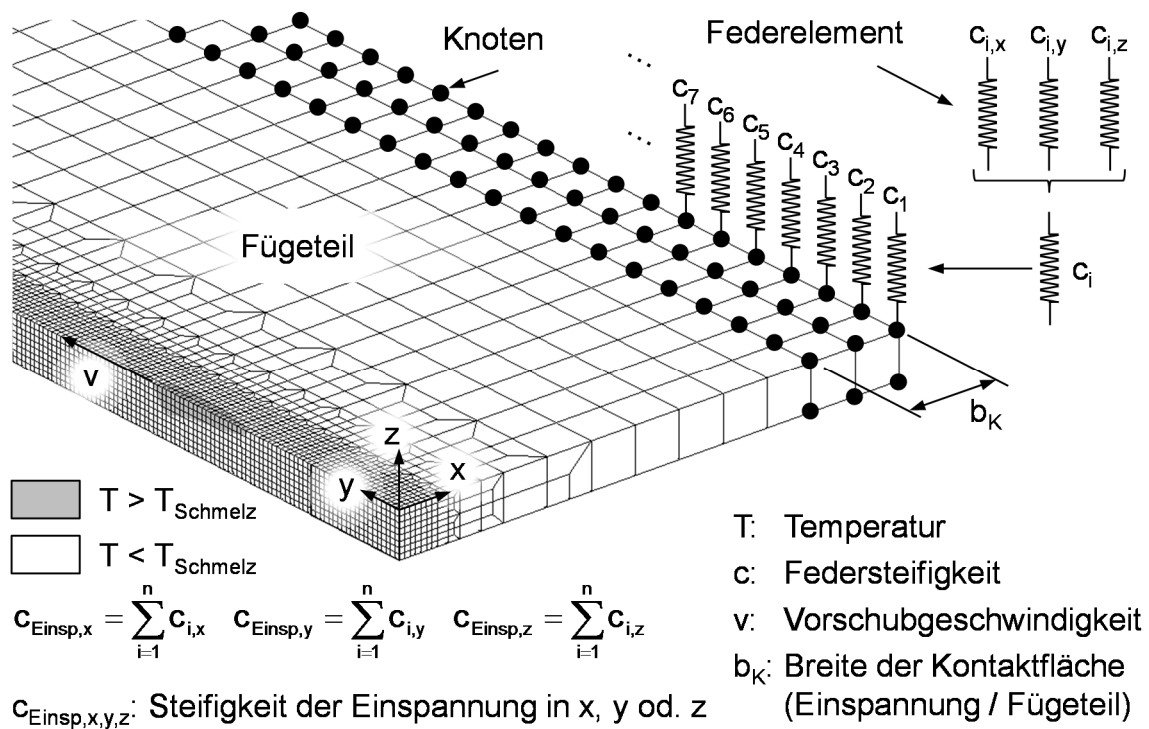


Abbildung 56: Vorgehen zur Modellierung der Einspannungsnachgiebigkeit

Das reale Bauteil ist an seinen äußeren, parallel zum Fügeseit liegenden Rändern eingespannt. Dort, wo es mit den Klemmbanken der Einspannung in Kontakt steht, werden an den Knoten des FE-Modells (in Abbildung 56 hervorgehoben) Federelemente angebracht. Für die Abbildung einer dreidimensionalen Steifigkeit werden an einem Knoten drei Federn kombiniert (s. Abbildung 56 oben rechts). Von diesen prägt jede ihren Widerstand gegen Verformung in eine der drei Raum-

richtungen aus. Alle Federn zusammen spiegeln das Steifigkeitsverhalten der realen Einspannung wider.

10.2.2 Andrückrolle

Das Verformungsverhalten der Rolle ist hier nicht relevant. Es hat keine zu berücksichtigenden Auswirkungen auf den Kompensationsprozess, da das Ergebnis der Simulation, welches dem realen System übergeben wird, eine Krafttrajektorie ist – keine Verschiebungstrajektorie. Die Rolle kann deshalb als Starrkörper modelliert werden. Hierbei brauchen nur jene Bereiche der Rolle abgebildet zu werden, die mit dem Bauteil in Kontakt kommen. Die Darstellung der Rolle beschränkt sich somit auf ihrer Mantelfläche. Sämtliche Freiheitsgrade des Starrkörpers liegen in einem Punkt – dem Zentralknoten. Das bedeutet, dass alle translatorischen und rotatorischen Bewegungen des Zentralknotens unmittelbar auf die Rolle übertragen und von dieser ausgeführt werden. Dementsprechend sind alle Randbedingungen die Rolle betreffend dem Zentralknoten aufzuerlegen. Dies sind die folgenden:

- die Andrückkraft in z -Richtung,
- die Vorschubbewegung in y -Richtung und
- die Rotation um die x -Achse

(s. Abbildung 54, S. 124). Für eine korrekte Abbildung der Rotation ist der Zentralknoten auf die Drehsachse der Rolle zu legen. Die Drehbewegung wie auch die beiden anderen vorgenannten Randbedingungen werden durch die Kompensationsroutine (dynamisch) vorgegeben. Die übrigen Freiheitsgrade des Zentralknotens werden gesperrt.

10.3 Aufbau des Kompensationsalgorithmus

10.3.1 Überblick

Grundlage für den Kompensationsalgorithmus sind die folgenden Eingangsgrößen, die vom FE-System bereitgestellt werden, und zwar nach jedem Berechnungsincrement:

- plastische und thermische Dehnungen in transversaler Richtung,
- integrationspunktbezogene Elementkantenlängen,

- laufende Zeit des (Gesamt-)Prozesses (Schweißen, Abkühlen und Kompensation),
- aktuelle und ursprüngliche Positionen aller Knoten.

Der Algorithmus verarbeitet diese Eingangsgrößen und berechnet daraus unter anderem die einzelnen Winkelverformungen. Anhand letzterer steuert der Algorithmus die (dynamischen) Randbedingungen in der FE-Simulation, die die Bewegung der Andrückrolle vorgeben. Entsprechend dem in Abbildung 57 (S. 137) gezeigten Vorgehen impliziert dies zwei hauptsächliche Aktionen:

1. Identifizieren des Zielquerschnittes
2. Applizieren der Kompensationslast

Die erste Aufgabe erfordert keine Interaktion mit der Struktursimulation. Es werden Informationen über die thermische Dehnungssituation bezogen. Hingegen verlangt das Applizieren der Kompensationslast einen Eingriff in die Simulation, um das FE-Modell temporär zu modifizieren. Es geht um die Auskunft über die winkelbezogene (Ausgangs-)Situation $\Delta\alpha$ des von der restlichen Bauteilstruktur freigestellten Zielquerschnittes (s. S. 77). Das

- 1.-2. Isolieren des Zielquerschnittes

ist deshalb eine zwischengeschaltete (sekundäre) Aufgabe, die vom Algorithmus beim Applizieren der Kompensationslast zu erfüllen ist.

Entsprechend ihrer Aufgaben lässt sich die Routine in eigenständige Programmmodule gliedern:

- Identifikationsmodul
- Freistellungsmodul
- Lastmodul

In dieser Reihenfolge werden die Module nach jedem Berechnungsschritt durchlaufen. Wie sie dabei zusammenwirken, ist im nächsten Abschnitt überblicksartig beschrieben. Darauf folgt eine Betrachtung der Module im Detail.

10.3.2 Zusammenhang der Module

Die temporäre Freistellung des Zielquerschnittes zur Ermittlung seiner unbeeinflussten Winkellage $\Delta\alpha$ (s. Abbildung 55 links, S. 127) verschafft die Informationen, die für den gezielten Abbau von lokalen Verzugspotenzialen erforderlich sind (vgl. Abbildung 31, S. 68). Allerdings kann die Querschnittsisolation nicht ohne Weiteres durchgeführt werden. Es sind substituierende Randbedingungen zu setzen. Sie erzwingen es, dass bei Wiedereingliederung des Zielquerschnittes in das Kontinuum derselbe ganzheitliche thermomechanische Zustand vorliegt wie unmittelbar vor dem Herauslösen. Eine Beeinflussung der eigentlichen Vorgänge ist auszuschließen, was sich wie folgt erreichen lässt.

Die mechanischen und thermischen Wechselwirkungen der Finiten Elemente bzw. der Querschnitte untereinander, welche zusammen das Kontinuum bilden, können als transiente, also sich mit der Zeit verändernde Randbedingungen aufgefasst werden. Die zeitliche Abhängigkeit kommt dabei allein durch die thermischen Vorgänge zustande, da ein geschwindigkeitsabhängiges mechanisches Werkstoffverhalten (Viskoelastizität/-plastizität) hier nicht berücksichtigt wird. Für die vorzustellende Berechnungsmethode spielt es keine Rolle, ob viskomechanische Materialcharakteristika modelliert sind oder nicht. Sie bleiben daher unberücksichtigt, um den zu erläuternden Sachverhalt nicht unnötig zu verkomplizieren.

Die zeitliche Diskretisierung erlaubt es, den Kompensationsprozess in beliebig¹¹⁰ kleinen Zeitinkrementen zu betrachten. Je kleiner ein Inkrement ist, umso mehr erscheinen die thermischen Wechselwirkungen der Querschnitte untereinander quasi „eingefroren“. Für infinitesimal¹¹⁰ kleine Inkremente lassen sich daher die Querschnitte voneinander isolieren, ohne dass dies einen zu berücksichtigenden Einfluss auf die Temperatursituation eines einzelnen Querschnittes hätte.

Anders verhält es sich mit der mechanischen Situation. Die Kräfte und Momente, die zwischen den Querschnitten wirken, führen bei Auflösung des Zusammenhaltes zu einem neuen (mechanischen) Gleichgewichtszustand. Hierbei werden Eigenstressungen frei, die in Verformungen resultieren. Dieser künstlich hervorgerufene temporäre Verformungszustand interessiert allerdings nur teilweise, da sich Verformungen in alle Raumrichtungen ergeben können. Für die Ermittlung der freien Winkellage des Zielquerschnittes sind jene Verformungen relevant, die in der Quer-

¹¹⁰ im Rahmen der Numerik

schnittsebene liegen. Nur diese lassen sich mittels des hier vorgestellten Kompensationsprinzips gezielt beeinflussen. Formänderungen aus der Querschnittsebene heraus sind bei der Freistellung zu unterdrücken. Sie könnten sich ansonsten auf die zu ermittelnde ebene Winkellage auswirken (bspw. durch Tordieren des Querschnittes). Der Kompensationsroutine würde dann aus zuvor genanntem Grund eine falsche Information über den querschnittsisolierten Winkelverzug zugrunde gelegt. Deshalb gilt es im Augenblick der Freistellung, nur solche Knotenbewegungen des Zielquerschnittes zu erlauben, deren Richtungsvektor in der Querschnittsebene liegt (xz -Ebene, s. Abbildung 41, S. 95). Die sich dabei frei ausbildende Winkelauslenkung $\Delta\alpha$ wird registriert und anschließend wird der Querschnitt wieder ins Kontinuum eingegliedert. Dabei muss die lagebezogene und strukturmechanische Situation des gesamten Modells dieselbe sein wie vor dem Herauslösen. Die erste Forderung lässt sich erfüllen, indem die Positionen aller Modellknoten vor der Freistellung gespeichert werden. Dies ermöglicht ihre Repositionierung. Damit ist auch zwangsläufig der zweiten Forderung nachgekommen, denn mit der Rückführung der Knoten an ihre ursprüngliche Position ist auch derselbe strukturmechanische Zustand wiederhergestellt. Die Freistellung hat keinen plastischen Effekt. Verformungen, die sich bei der Freistellung ergeben, resultieren aus einem (vorhandenen) elastischen Potenzial. Daher ist dieser Vorgang vollständig reversibel und mit der Knotenrepositionierung ist die vor der Freistellung bestehende strukturmechanische Situation wiederhergestellt. Dem Kompensationsprozess liegt ein ganzheitliches Bauteil vor und erst dann erfolgt der lokale Verzugsausgleich an der Stelle des Zielquerschnittes. Das Ablaufdiagramm in Abbildung 57 (S. 137) fasst die beschriebene Vorgehensweise zusammen. Der letzte Punkt des Diagrammes berücksichtigt, dass die Last, die für den aktuell zu beeinflussenden Querschnitt ermittelt wurde, nicht ohne Weiteres auf den darauffolgenden aufgebracht werden darf. Der Folgequerschnitt könnte (im freigestellten Zustand) einen kleineren Winkelverzug aufweisen. Daher ist die Last präventiv zu reduzieren, um eine „Überkompensation“ zu vermeiden. Auch der Folgequerschnitt durchläuft die beschriebene Vorgehensweise vollständig, was durch den Rücksprung im Ablaufdiagramm angedeutet ist. Nachdem der letzte Querschnitt im Bauteil diesen Vorgang erfahren hat, ist die erste Phase der Kompensation abgeschlossen. Wie in Unterkapitel 8.4 (S. 114 ff.) beschrieben, gliedert sich die Kompensation in zwei Phasen. Die erste dient der Reduktion transversaler Eigenspannungen und die zweite dem Abbau longitudinaler Eigenspannungen. Dabei vereinfacht sich das im Ablaufdiagramm gezeigte Vorgehen für die zweite Phase dahingehend, dass es keinen optimalen Kompensationszeitpunkt gibt, der zu identifizieren wäre. Es ist der abgekühlte Bauteilzustand abzuwarten.

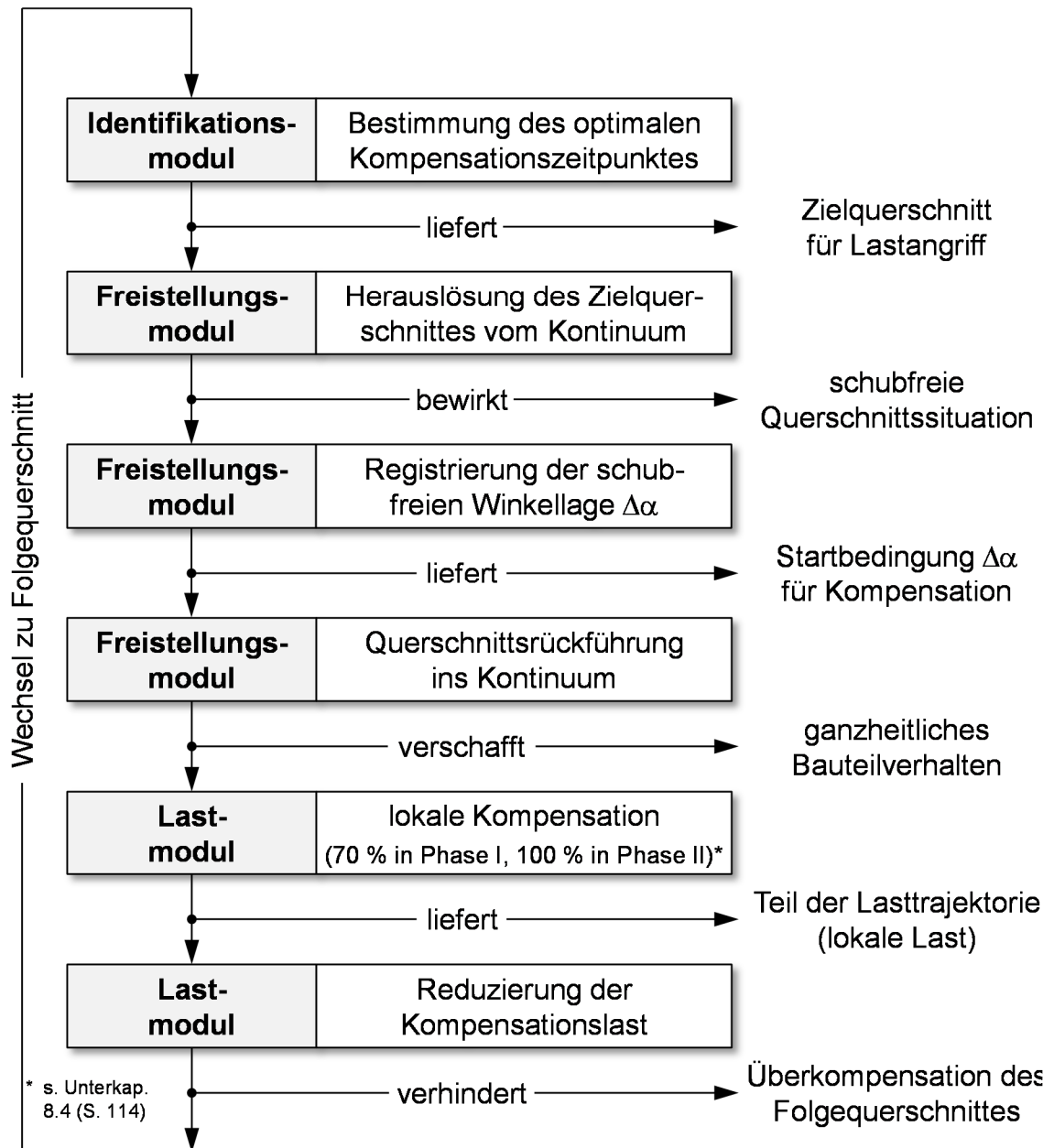


Abbildung 57: Vorgehensweise zur simulationsbasierten Bestimmung der Kompensationskraft

Auch die Vorschubgeschwindigkeit¹¹¹ der Kompensationseinheit kann in der zweiten Phase beliebig eingestellt sein, da kein Zeitintervall einzuhalten ist. Bezüglich der Aufteilung in zwei Kompensationsphasen gilt es an dieser Stelle den in Unterkapitel 8.4 (S. 114 ff.) genannten Punkt umzusetzen. Demnach ist für ein optimales Gesamtergebnis bei der Reduktion transversaler und longitudinaler Eigenspannun-

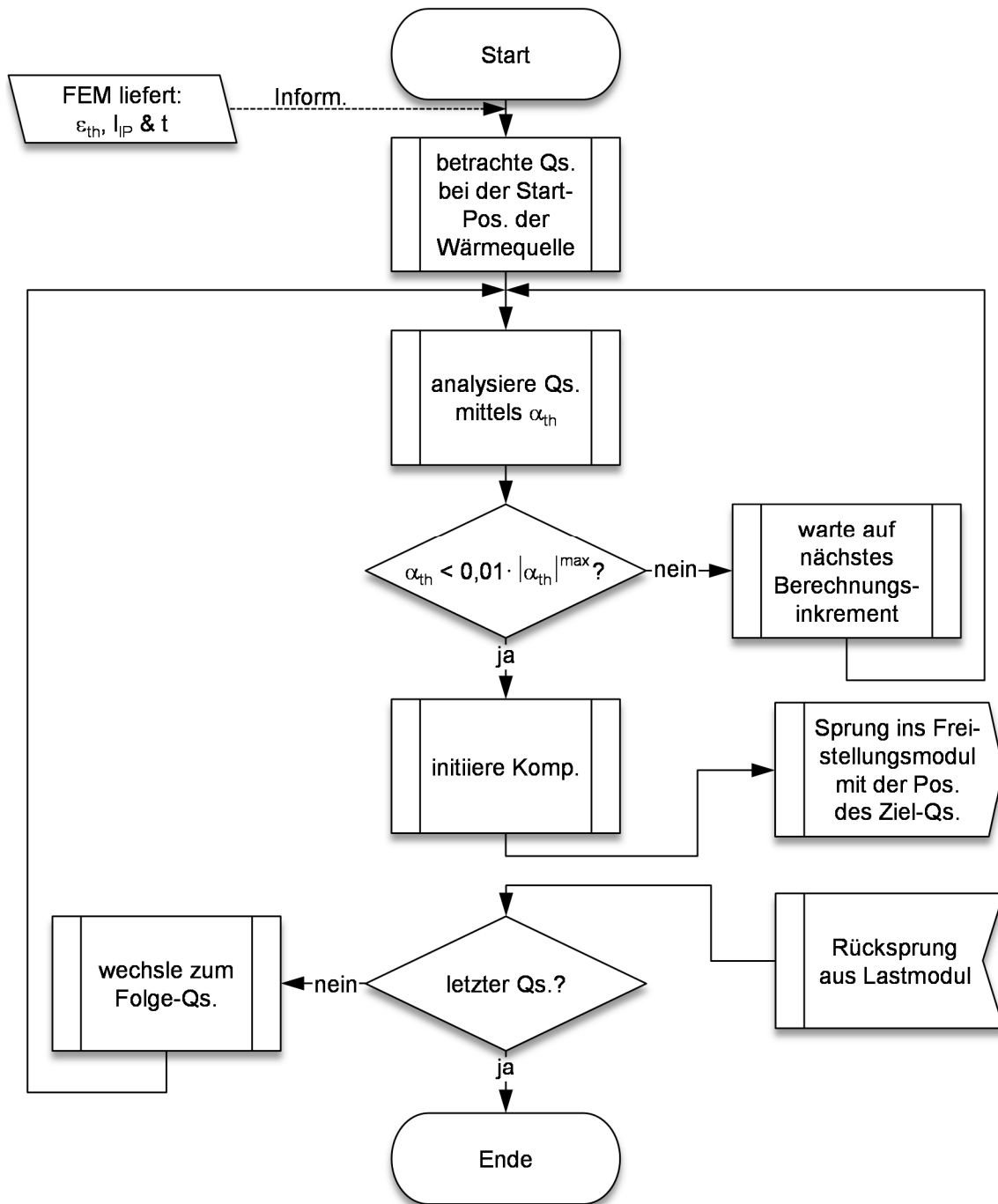
¹¹¹ Hiermit ist die Bewegung in Nahrichtung gemeint (nicht die Zustellbewegung der Andrückrolle).

gen der Verzugsausgleich in der ersten Phase nicht vollständig durchzuführen, sondern mit 70 % der eigentlich berechneten Kompensationslast. Letztere wird zuvor in einem eigenständigen Simulationslauf ermittelt. Darin ist ausschließlich die erste Kompensationsphase abgebildet, für die der vollständige Verzugsausgleich (100 %) hergestellt wird. Die so berechnete Lasttrajektorie – eine vom Bauteilort abhängige Kraftmagnitude – wird für den abschließenden Simulationslauf mit dem Faktor 0,7 (an der Kraft-Achse) versehen und dem virtuellen Kompensationssystem in der ersten Phase vorgegeben. In der zweiten Phase berechnet die Kompensationsroutine den finalen Verzugsausgleich.

10.3.3 Identifikationsmodul

Die Aufgabe des Identifikationsmoduls ist es, den Zielquerschnitt für die lokale Kompensation zu identifizieren, das Freistellungsmodul zu initiieren und den Lastangriff zu lokalisieren. Grundlage hierfür ist die thermische Winkelverformung. Fällt es innerhalb des betrachteten Querschnittes unter den Schwellwert für die thermische Winkelverformung (s. Gl. (8.1), S. 108), wird die Kompensation am Zielquerschnitt durchgeführt. Um nicht das gesamte Bauteil hinsichtlich seiner thermischen Dehnungssituation analysieren zu müssen, ist es zweckmäßig, einen Startquerschnitt festzulegen. Nur für diesen wird die thermische Winkelverformung berechnet und beobachtet. Mit Unterschreitung des Schwellwertes, das heißt $\alpha_{th} < 0,01 \cdot |\alpha_{th}|^{max}$, ist der nächstfolgende Querschnitt zu betrachten. Der initiale Fokus wird dabei auf den Querschnitt gelegt, der die Wärmeeinbringung zuerst erfährt.

Das Flussdiagramm in Abbildung 58 (S. 139) veranschaulicht den Ablauf im Identifikationsmodul und die Verknüpfung zu den anderen Unterrountinen.



l_{IP}: integrationspunktbezogene
Elementkantenlänge
t: Zeit

ε_{th}: thermische (th.) Dehnung
α_{th}: thermische Winkelverformung
Qs.: Querschnitt

Abbildung 58: Flussdiagramm des Identifikationsmoduls zur Bestimmung des Zielquerschnittes; für die Bedeutung der verwendeten Symbole s. Anhang A2 (S. 198)

10.3.4 Freistellungsmodul

Das Freistellungsmodul ermittelt die Startbedingungen für die Lastapplikation. Es isoliert den Zielquerschnitt von angrenzenden Materialbereichen. Ziel ist es, die unbeeinflusste Winkelverzugsituation des Zielquerschnittes $\Delta\alpha$ zu registrieren.

Für den Prozess der Freistellung wird hier die Möglichkeit genutzt, in FE-Programmen ausgewählte Elemente zu deaktivieren und wieder zu aktivieren. Auf diese Weise lassen sich Elemente aus einer laufenden Berechnung nehmen, wodurch ihr thermomechanischer Struktureinfluss (temporär) verloren geht.

Daneben sind auch die Randbedingungen zu deaktivieren, die den Einfluss der Einspannung abbilden. Erst dann stellt sich der freie Winkelverzug $\Delta\alpha$ des Zielquerschnittes ein. Diese Winkellage wird registriert und dem Lastmodul übergeben.

Da hier nur das (elastische) Schubpotenzial freigesetzt werden soll, ist die Bewegungsmöglichkeit der Knoten des Zielquerschnittes aus der Querschnittsebene heraus zu unterdrücken. Hierfür ist im Moment der Freistellung eine entsprechende Randbedingung zu applizieren, welche die Freiheitsgrade in longitudinaler Richtung sperrt.

Bevor das Lastmodul initiiert wird, den Verzugsausgleich herbeizuführen, ist die vorherige (ganzheitliche) Modellsituation wieder herzustellen. Damit ist der Zustand gemeint, der unmittelbar vor der Freistellung des Zielquerschnittes vorlag. Es genügt nicht, die deaktivierten Elemente wieder in die Berechnung mitaufzunehmen. Auch der Zielquerschnitt muss in seine Lage zurückversetzt werden. Hierzu sind die Positionen aller seiner Knoten vor der Freistellung zu speichern. Der Zielquerschnitt wird repositioniert und die Elemente der angrenzenden Materialbereiche reaktiviert. Abschließend ist die Situation der Randbedingungen wiederherzustellen, die die Einspannung abbilden.

In Abbildung 59 (S. 141) ist der Ablauf innerhalb der Unteroutine veranschaulicht.

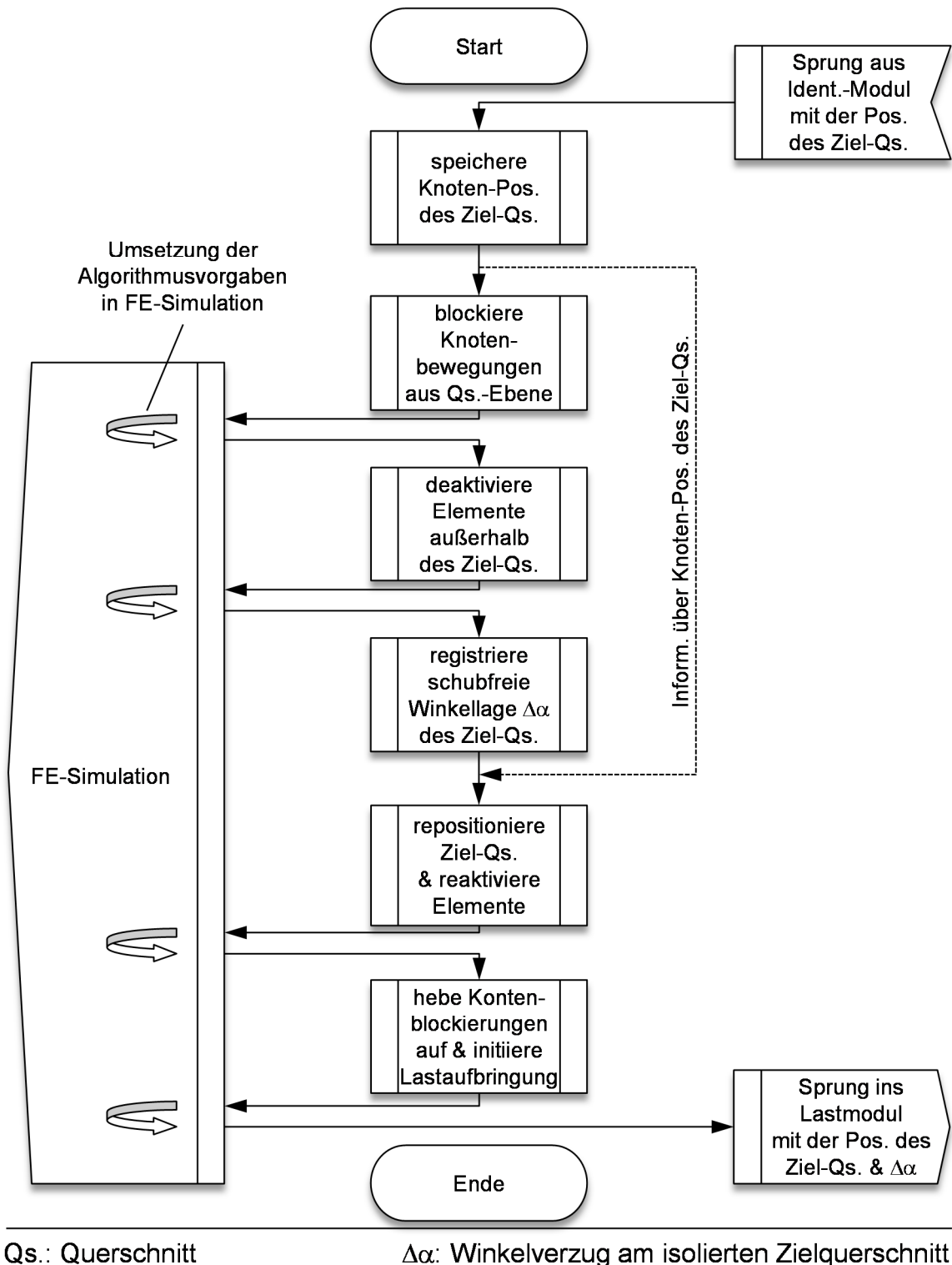
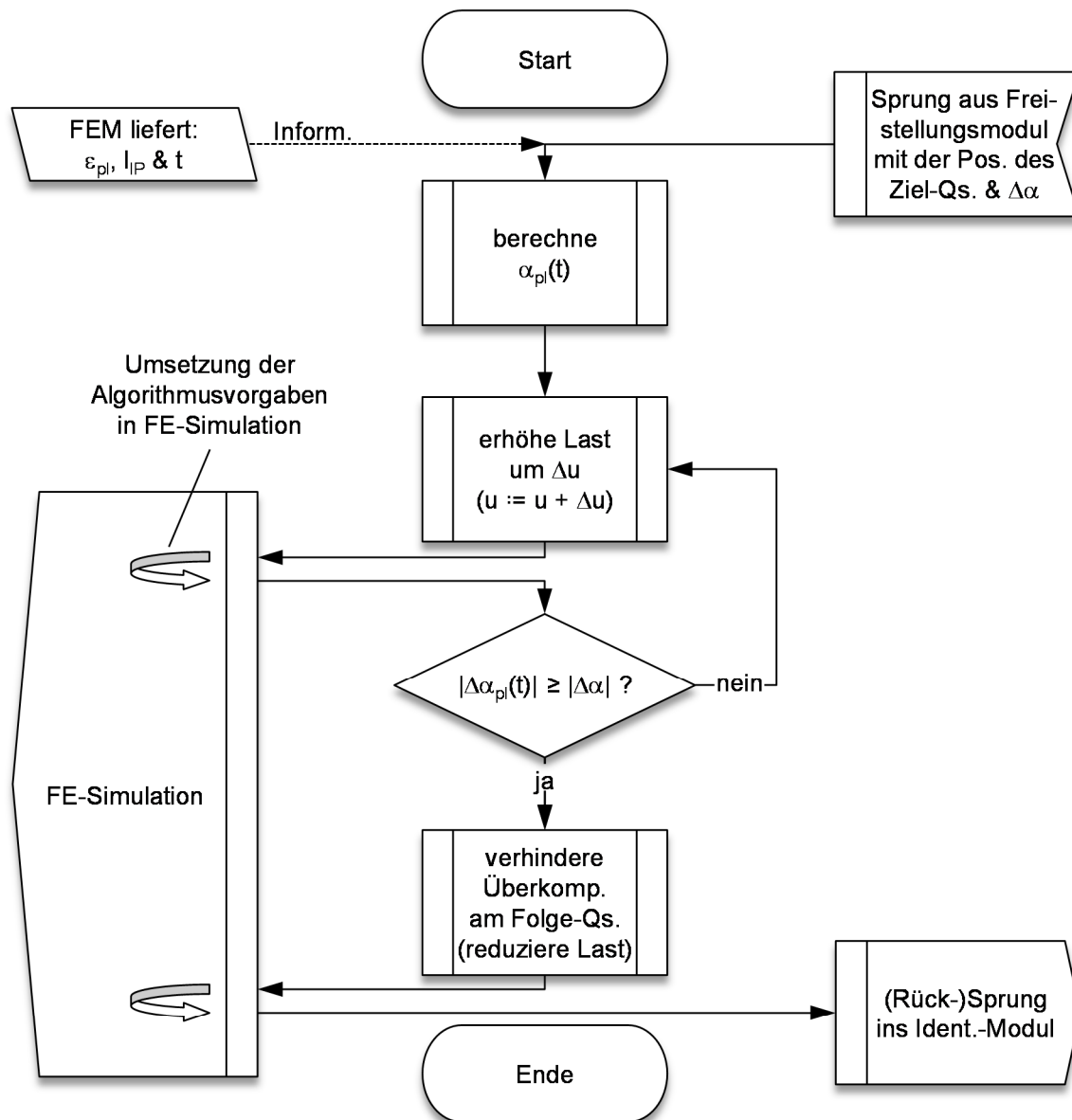


Abbildung 59: Flussdiagramm des Freistellungsmoduls zur Bestimmung der Winkelverzugssituation des isolierten Zielquerschnittes; für die Bedeutung der verwendeten Symbole s. Anhang A2 (S. 198)

10.3.5 Lastmodul

Das Lastmodul (s. Abbildung 60, S. 142) stellt den querschnittsbezogenen Verzugsausgleich (am ganzheitlichen Bauteilmodell) her. Grundlage hierfür sind die vom



l_{IP} : integrationspunktbezogene Elementkantenlänge

Qs.: Querschnitt

ε_{pl} : plastische (pl.) Dehnung

α_{pl} : pl. Winkelverformung

$\Delta\alpha$: Winkelverzug am isolierten Ziel-Qs.

$\Delta\alpha_{pl}$: Änderung der pl. Winkelverformung

u: Last (verschiebungsbasiert)

Δu : inkrementelle Laständerung

t: Zeit

Abbildung 60: Flussdiagramm des Lastmoduls zur Steuerung der Lastaufbringung; für die Bedeutung der verwendeten Symbole s. Anhang A2 (S. 198)

Freistellungsmodul übermittelten Informationen zum Zielquerschnitt. Sie beinhalten, wo bzw. an welchem Querschnitt die Last aufzubringen ist und welchen Winkelverzug $\Delta\alpha$ der Querschnitt im freigestellten Zustand aufweist. Der Verzugsausgleich basiert auf einer sukzessiven Annäherung an das Kompensationsziel. Die Last wird inkrementell erhöht und nach jedem Schritt wird geprüft, ob die Bedingung

$$\left| \underbrace{\alpha_{pl}(t_{Komp,Start}) - \alpha_{pl}(t)}_{\Delta\alpha_{pl}(t)} \right| \geq |\Delta\alpha| \quad (10.1)$$

(s. Gl. (9.3), S. 128) erfüllt ist. Sobald dies der Falls ist, hat sich der Verzugsausgleich eingestellt und die Lasterhöhung wird gestoppt. Um die unbeabsichtigten Auswirkungen einer Zielüberschreitung, das heißt $|\Delta\alpha_{pl}(t)| > |\Delta\alpha|$, zu reduzieren, wird die Last nicht kraft-, sondern verschiebungsbasiert aufgebracht (Δu). Der Effekt kann am Spannungs-Dehnungs-Diagramm nachvollzogen werden.

Da der Folgequerschnitt für seinen Verzugsausgleich gegebenenfalls eine kleinere Auslenkung erfordern kann als der (aktuelle) Zielquerschnitt, ist die an letzterem anliegende Last zu reduzieren, bevor die Unteroutine beendet wird. Dies verhindert, dass der Folgequerschnitt eine Überkompensation erfährt (s. Abbildung 57 unten, S. 137).

10.3.6 Vorgabe der Zeitschrittweite

Das Zusammenwirken von Algorithmus und Schweißverzugsimulation wurde bereits im Kontext von Abbildung 33 (S. 73) erläutert. Die Kompensationsroutine (hier ein FORTRAN¹¹²-Code) bezieht Informationen aus der laufenden FE-Simulation, verarbeitet diese und ändert in deren Abhängigkeit dynamische Randbedingungen am numerischen Modell. Die Randbedingungen bilden die Kompensation ab.

Daneben werden auch sekundäre Vorgänge simuliert, die im realen Prozessgeschehen nicht ablaufen. Sie dienen allein dem virtuellen Teil der Methodik. Die Querschnittsfreistellung und das Applizieren der Kalibrierlast sind solche Vorgänge. Während dieser Abläufe ist die virtuelle Prozesszeit anzuhalten. Andernfalls würden das simulierte und das reale Prozessgeschehen divergieren. Da jedoch die Simulation einen transienten Vorgang widerspiegelt, stehen auch die sekundären Pro-

¹¹² s. Anhang A5 (S. 200)

zesse in Abhängigkeit von der Zeit. Dementsprechend läuft während dieser Vorgänge der Wärmetransport innerhalb des Bauteiles weiter. Wenngleich sich die virtuelle Prozesszeit nicht stoppen lässt, kann die Inkrementlänge beliebig¹¹³ kurz vorgegeben werden. Die Sekundärvorgänge lassen sich daher mit infinitesimal kurzer Zeitschrittweite simulieren. Währenddessen bleibt das Temperaturfeld nahezu unverändert. Anschließend wird wieder an das primäre Prozessgeschehen angeknüpft, indem mit den für die Schweißstruktursimulation üblichen Inkrementlängen¹¹⁴ weiter gerechnet wird.

Bei der Lastschrittweitensteuerung (s. Abschn. 10.3.5, S. 142 ff.) ist darauf zu achten, dass pro Inkrement nur kleine Lasterhöhungen Δu vorgenommen werden. Dies soll verhindern, dass es zu relevanten Überhöhungen¹¹⁵ kommt.

10.3.7 Selektion der Ergebnisdaten

Allgemein steht es dem Anwender frei zu entscheiden, welche Simulationsschritte und -sequenzen in die Ergebnisdatei geschrieben werden sollen. Was den Prozess der Lastanpassung anbelangt, interessiert jeweils nur das letzte Ergebnis (bevor zum Folgequerschnitt gewechselt wird, s. Abbildung 57 links, S. 137). Es impliziert die erforderliche Last für den querschnittsbezogenen Verzugsausgleich. Über alle Querschnitte ergibt dies die Lasttrajektorie¹¹⁶, die dem realen Kompensationssystem vorgegeben ist. Die Festlegung, welches Inkrement abzuspeichern ist und welches nicht, wird zweckmäßiger Weise von der Kompensationsroutine bestimmt. Immer dann, wenn die jeweilige maximale Auslenkung erreicht ist, veranlasst sie das Abspeichern des aktuellen Berechnungsincrementes. Diese Vorgehensweise hat für den Anwender einen visuellen Vorteil bei der Auswertung. Mit Blick auf die farb-kodierte Ergebnisdarstellung zeigt sich ihm bei Abfolge der Inkremente ein kontinuierlicher Kompensationsprozess – ohne sekundäre Vorgänge. Dies erleichtert ihm die Plausibilitätsprüfung bezüglich der Ergebnisse, da sich ihm ein identisches¹¹⁷ Verhalten von virtuellem und realem Prozess darstellt.¹¹⁸

¹¹³ im Rahmen der Numerik

¹¹⁴ Hierauf wird in Abschn. 11.3.5 (S. 162) eingegangen.

¹¹⁵ vgl. *Überschwingen* (Regelungstechnik)

¹¹⁶ Die Lasttrajektorie wird als Kraft-Weg-Funktion (bzw. Kraft-Zeit-Funktion) übergeben. Da die Kompensation verschiebungsbasiert simuliert wird, sind die Reaktionskräfte abzufragen (zweckmäßiger Weise am Zentralknoten der Andrückrolle).

¹¹⁷ im Rahmen der Abbildungsgüte

¹¹⁸ Im realen Prozess gibt es keine sekundären Vorgänge.

10.4 Integration von Struktursimulation, Kompensationsalgorithmus und Realsystem

Als virtuelles System werden hier alle berechnungstechnischen Bausteine der Methodik verstanden. Es umfasst das Modell des Realsystems, die darauf basierende thermomechanische Struktursimulation, den Kompensationsalgorithmus und das Programm, in das der Algorithmus implementiert ist und das in die Simulation eingreift, um dort die dynamischen Randbedingungen vorzugeben. Daneben existiert das reale System, welches den Schweiß- und den Reduktionsprozess sowie alle physischen Komponenten umfasst, die zur Prozessrealisierung erforderlich sind. Wie diese beiden Systeme und ihre Komponenten zusammenwirken, um den (realen) Reduktionsprozess mit einem optimalen¹¹⁹ Ergebnis durchzuführen, wurde bereits im Kontext der Abbildung 33 (S. 73) und der Abbildung 34 (S. 74) erläutert.

Das Ergebnis der virtuellen Kompensation ist die für den realen Verzugsausgleich erforderliche Kraft in Abhängigkeit der Zeit. Es wird nach Abschluss der Berechnung in Form einer vollständigen Krafttrajektorie $F_{Komp}(t)$ dem realen System übergeben. Vollständig heißt, dass keine iterative Übertragung von Ergebnisteilen stattfindet. Letzteres würde ein echtzeitfähiges Simulationssystem voraussetzen, welches derzeit für die Schweißstruktursimulation nicht existiert. Eine im Realsystem eingebundene Kompensationseinheit steuert entsprechend der Krafttrajektorie die Aktorik zur Aufbringung der Last. Abhängig von der Modellgüte wird auch im Realprozess ein optimales Kompensationsergebnis erzielt.

10.5 Weiterführendes Fazit und Kapitelüberleitung

In diesem Kapitel wurden die virtuellen Methoden dieser Arbeit erläutert. Sie dienen dazu, die Auslegung der Parameterwerte für das Reduktionsverfahren automatisiert von einem Rechner vornehmen zu lassen. Dies steht vor dem Hintergrund der generell schwierigen Ermittlung von Parameterwerten, die in einem leistungsstarken und zuverlässigen Reduktionsprozess resultieren, sowie dem generellen Streben, zeit-, kosten- und ressourcenaufwendige Realversuche einzusparen. Mit der hier beschriebenen Vorgehensweise wird das Realexperiment durch die Simulation ersetzt. Sämtliche Bauteileinflüsse, von denen die Parameter des Reduktionsverfahrens im Wesentlichen abhängen, werden im Simulationsmodell berücksichtigt. Es

¹¹⁹ Inwieweit sich das berechnete Optimum (verzugsfrei und ein Minimum an Eigenspannungshöchstwerten) auch im realen Prozess einstellt, hängt von der Modellgüte ab.

entsteht ein experimentierfähiges Abbild der interessierenden Strukturvorgänge im Realbauteil. Der große Vorteil der Simulation liegt jedoch nicht allein in der Einsparung von Realversuchen. Zum einen lassen sich mit Blick in das virtuelle Bauteil hinein zusätzliche, detaillierte Strukturinformationen gewinnen – insbesondere über den thermo-elasto-plastischen Dehnungszustand. Zum anderen sind Analysen möglich, die sich nur an einem Modell vornehmen lassen und real nicht durchzuführen sind, wie zum Beispiel das hier erläuterte *Freistellen*¹²⁰. Beide Vorteile erlauben es einem Algorithmus, den simulierten Strukturzustand hinsichtlich optimaler Kompensationsvoraussetzungen zu interpretieren und gezielt den Simulationsablauf zu beeinflussen. Hierzu wurden innerhalb dieses Kapitels vier Programmmodule vorgestellt, die zusammen die Kompensationsroutine bilden. Die Routine ermittelt den optimalen Kompensationszeitpunkt und die erforderliche Kraft für den lokalen Verzugsausgleich. Dafür kommuniziert sie über eine Schnittstelle mit der Simulationsumgebung. Auf der einen Seite bezieht die Routine Informationen über den aktuell simulierten Strukturzustand. Auf der anderen Seite greift sie auf dynamische Randbedingungen innerhalb der Simulation zu und gibt so den virtuellen Kompensationsprozess vor. Mit Abschluss der Simulation lässt sich eine Kraft-Weg-Trajektorie ableiten, die dem realen Kompensationssystem als Sollvorgabe bei der Steuerung bzw. Regelung der lastapplizierenden Komponenten dient.

Im nächsten Kapitel wird die hier beschriebene (virtuelle) Vorgehensweise mit den Ausführungen zur Berechnung der einzelnen Winkelverformungen (Kap. 7, S. 79 ff.), zu den Reduktionsmechanismen (Kap. 8, S. 93 ff.) und zur Verzugskompensation (Kap. 9, S. 117 ff.) in einen Kontext gesetzt. Es erfolgt die Validierung der hier vorgestellten Methodik zur Schweißverzugs- und Schweißeigenspannungsbeherrschung anhand eines Anwendungsbeispiels.

¹²⁰ s. Abschn. 6.4.3, S. 75 f.; Abbildung 35, S. 80; Abschn. 10.3.4, S. 140 f.

11 Validierung der Methodik am Anwendungsbeispiel

11.1 Allgemeines und Überblick

Allgemein beinhaltet die Validierung einer Methode den Nachweis, dass sie für ihren Einsatzzweck geeignet ist und die an sie gestellten Anforderungen erfüllt [DIN EN ISO 17025, S. 40]. Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit ist es, nach dem Schweißen ein

- (1) winkerverzugsfreies und
- (2) beanspruchungsarmes

Ergebnis zu erreichen bzw. dies für die praktische Anwendung zu ermöglichen. Für jedes Teilziel wurde eigens eine Methode entwickelt. Durch die

- (1) → automatisierte Berechnung der erforderlichen Kompensationslast und die
- (2) → automatisierte Bestimmung des optimalen¹²¹ Kompensationszeitpunktes

ist nicht nur das Gesamtziel erfüllt, sondern darüber hinaus ein wesentliches Problem der existierenden Reduktionsverfahren gelöst: die Auslegung der Parameterwerte. Sofern die Methodik das leistet, was in den vorstehenden Punkten genannt ist, erfüllt sie ihren Zweck.

Im Nachfolgenden werden die einzelnen Schritte zur Validierung der Methode dargestellt. Weil dies an einem experimentell validierten Simulationsmodell erfolgen soll, ist zur Kalibrierung des Wärmequellenmodells ein Bild vom realen Nahtquerschnitt erforderlich. Daher werden zunächst der (reale) Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung beschrieben.

¹²¹ Mit dem Begriff *optimal* sind hier die strukturverträglichsten thermomechanischen Kompensationsbedingungen gemeint.

11.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

11.2.1 Allgemeines

Im Allgemeinen erfolgt die experimentelle Validierung eines Simulationsmodells durch den Nachweis, dass die interessierenden Realvorgänge korrekt abgebildet werden. Dazu werden simulierte und gemessene Ergebnisse bzw. Größen einander gegenübergestellt. In dieser Arbeit ist neben dem strukturmechanischen Effekt, der von der applizierten Wärmequelle hervorgerufen wird, auch der des Kompensationsvorganges realitätsgetreu wiederzugeben. Die Auswirkungen der Kompensation auf das Bauteil sind ebenso instationär wie die thermomechanischen Effekte der Wärmequelle. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit das simulierte Szenario auch gesamthaft in der Realität umgesetzt. Es umfasst das Schweißen ebener Stahlplatten mittels Laserstrahlung und die anschließende lokale Kompensation des Winkelverzuges. Um das Potenzial der Methode aufzuzeigen, wurden Einstellungen des Schweißprozesses gewählt, die einen maximalen Winkelverzug hervorrufen (Worst-Case-Szenario). Das Ergebnis ist eine Einschweißung, die hier als Blindnaht ausgeführt wurde. Diese und weitere Aspekte zum Aufbau und zur Durchführung des für diese Arbeit gewählten experimentellen Versuches werden nachfolgend detailliert beschrieben.

11.2.2 Bauteilgeometrie und -werkstoff

Die für diese Arbeit verwendeten Werkstücke bestehen aus einem austenitischen, säurebeständigen Edelstahl (1.4301/X5CrNi18-10) und wurden mittels Wasserstrahlschneiden aus einer 3 mm dicken Blechtafel zu rechteckigen Proben mit den Abmaßen $80 \cdot 69,5 \text{ mm}^2$ herausgetrennt. Das Wasserstrahlschneiden¹²² hat gegenüber den zerteilenden Fertigungsverfahren (z. B. mittels Tafelschere) den Vorteil, dass das Werkstück beim Trennvorgang nahezu keine Verformungen erfährt. Auf diese Weise ließ sich bei allen Bauteilproben ein verzugsfreier Ausgangszustand sicherstellen.

Die Blindnaht wurde zentrisch auf das Werkstück appliziert (s. Abbildung 62, S. 152). Um Randeffekte zu vermeiden, sind Start- und Endpunkt der Schweißung 3 mm von der Werkstückkante hin zum Flächenschwerpunkt versetzt. Daraus resul-

¹²² fällt in die Untergruppe des Spanens mit geometrisch unbestimmter Schneide (Hauptgruppe Trennen)

tiert eine Nahtlänge von 63,5 mm¹²³. Um bei allen Bauteilen denselben Absorptionskoeffizienten annehmen zu können, wurden die Werkstückflächen, auf denen der Laserstrahl auftrifft, mittels Längsschleifen identisch präpariert.

11.2.3 Versuchsanordnung

Kompensationssystem

Das Kompensationssystem baut auf dem in Abbildung 54 (S. 124) dargestellten Prinzip auf. Es besteht im Wesentlichen aus drei Teilen:

- einer Linearachse, die den Vorschub (in y -Richtung) realisiert,
- einem Druckzylinder, der die Kompensationslast aufbringt, und
- einem Werkstückhalter, der das Bauteil einspannt und die kompensationslastbedingten Reaktionskräfte aufnimmt.

Die Abbildung 61 (S. 150) zeigt das CAD-Konstruktionsmodell des aufgebauten Systems. Ein Bild vom realen Versuchsaufbau ist im Anhang gezeigt (s. Anhang A3, S. 199). Die Linearkomplettachse¹²⁴ ist fest mit dem Aufspanntisch verbunden und umfasst ein Führungs- und Antriebssystem der Fa. *isel Germany AG*. Das Führungssystem besteht aus zwei Doppelspurführungen, auf denen ein Präzisionsvorschub mit acht vorgespannten Linearkugellagern spielfrei und verdrehsicher läuft. Darauf ist der Schlitten montiert. Ebenfalls mit dem Schlitten verbunden ist der Kugelgewindetrieb. Letzterer bildet zusammen mit dem an die Linearachse angeflanschten Schrittmotor¹²⁵ das Antriebssystem, das die translatorische Schlittenbewegung¹²⁶ realisiert. Auf dem Schlitten ist das Lastmodul aufgebaut. Es besteht aus einem Druckzylinder, einem Kraftsensor und der Andrückrolle. Ersterer ist ein druckluftbetriebener doppelwirkender Kolbenstangenzyylinder¹²⁷ der Fa. *Festo AG & Co. KG* mit einem Kolbendurchmesser von 100 mm und einem maximalen Hub von 40 mm. Er kann mit Betriebsdrücken zwischen 0,6 und 10 bar betrieben werden und realisiert bei 6 bar eine theoretische Kraft von 4712 N (beim Ausfahren der Kolbenstange). Die Kolbenstange ist in eine Adapterplatte geschraubt, auf der der Kraftsensor sitzt.

¹²³ $69,5 \text{ mm} - 2 \cdot 3 \text{ mm} = 63,5 \text{ mm}$

¹²⁴ Modell: LES 1 - 230 601 1500

¹²⁵ bipolares Haltemoment: 110 Ncm

¹²⁶ Positionswiederhol-Abweichung: $\leq \pm 0,01 \text{ mm}$

¹²⁷ Modell: ADN-100-40-A-P-A

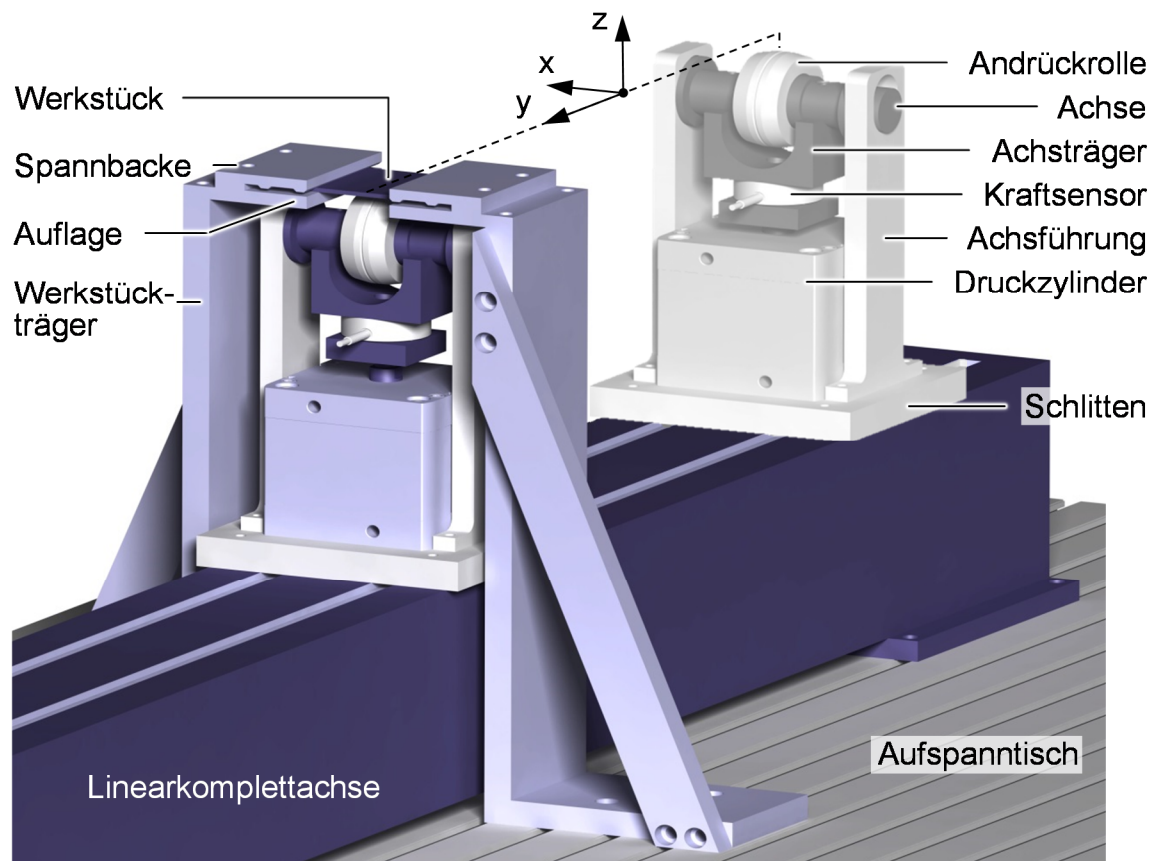


Abbildung 61: CAD-Konstruktionsmodell des Kompensationssystems für die experimentellen Validierungsuntersuchungen mit pneumatischem Druckzylinder sowie kugelgewindegetriebenem Linearsystem mit integriertem Kompaktantrieb

Zur Messung der Kolben- bzw. Kompensationskraft wird ein Zug-Druck-Kraftsensor¹²⁸ der Fa. *Burster Präzisionsmeßtechnik GmbH & Co. KG* verwendet. Darin sind auf eine Biegemembrane Dehnungsmessstreifen appliziert, die bei einer Belastung eine zur Messgröße direkt proportionale Brückenausgangsspannung abgeben. Der Messbereich liegt zwischen 0 und 2 kN und die Messgenauigkeit ist mit $\leq \pm 0,25\%$ v. E. (vom Endwert) angegeben. Bei einer (maximalen) Last von 2 kN resultiert daraus ein größtmöglicher Fehler von ± 5 N. Der Sensor erlaubt das Messen von statischen, quasistatischen und dynamischen (Zug- und) Druckkräften, was Voraussetzung für die Versuche im Rahmen dieser Arbeit ist.

Direkt auf den Sensor ist der Achsträger montiert. Er lagert die Achse, auf der sich über ein Nadellager die Andrückrolle abstützt. Da sowohl für den Druckzylinder als

¹²⁸ Modell: 8524-6002-V400

auch für den Kraftsensor eine Belastung durch Querkräfte zu vermeiden ist, wird dieser Forderung konstruktiv entsprochen. Hierzu leitet eine Achsführung etwaige Querkräfte (in x -¹²⁹ und y -Richtung) in den Schlitten ein.

Die weiteren Komponenten der Systemtechnik (s. Anhang A4, S. 199) bleiben an dieser Stelle unerwähnt. Sie haben keinen Einfluss auf den Prozess.

Bauteileinspannung

Die interessierenden Einzelheiten zur Bauteileinspannung sind in Abbildung 62 (S. 152) gezeigt. Die Darstellung umfasst alle relevanten Maße, die für die Modellierung der Einspannsituation notwendig sind. Neben den maßlichen Gegebenheiten ist für die Modellierung vor allem die Material-, die Bauteil- und die Systemsteifigkeit relevant. Bis auf die Andrückrolle sind alle anderen abgebildeten Komponenten aus einem Aluminiumwerkstoff¹³⁰ gefertigt. Um dem Bauteil beim Schweißen und Abkühlen die Möglichkeit zu geben, sich gegenüber üblichen Einspanngraden vergleichsweise zwängungsfrei zu verformen, beschränkt sich die Einspannung auf die nahtparallelen Randbereiche. Die Spannkraft wurde auf beiden Seiten des Werkstückes jeweils über zwei Schrauben aufgebracht, die durch ein definiertes Anzugsmoment¹³¹ das Bauteil zwischen Spannbacke und Auflage klemmten. Die Klemmung kam dadurch zustande, dass der Abstand zwischen Spannbacke und Auflage bei nicht eingelegtem Werkstück kleiner war als die Bauteildicke (s. Abbildung 62 oben, S. 152). Die aus der Aufweitung der Einspannung resultierenden Klemmkräfte müssen einerseits so groß sein, dass das Bauteil beim Wirken der Kompensationslast positionssicher in der Einspannung gehalten wird, andererseits dürfen die Spannbacke und das Werkstück durch eine zu starke Klemmung keine plastischen Verformungen erfahren. Die aufzubringenden Kompensationslasten liegen unterhalb von 2 kN. Diese gilt es mindestens von der Einspannung aufzunehmen. Da hier eine Sicherheit von $\nu_s = 1,5$ gefordert wurde, muss die Einspannung insgesamt eine Spannkraft von 3 kN realisieren und damit 1,5 kN pro Seite bzw. 0,75 kN pro Schraube.

¹²⁹ Die Kraftaufnahme in x -Richtung ist durch einen Achsenbund realisiert, über den sich die Achse an der Achsenführung abstützt.

¹³⁰ AlMg4,5Mn, Werkstoff-Nr. 3.3547, $E = 70000 \text{ N/mm}^2$

¹³¹ Die M8-Schrauben (Festigkeitsklasse 8.8) wurden von Hand leicht vorgespannt. Anschließend wurde mit einem Drehmomentschlüssel das Anzugsmoment von 25 Nm aufgebracht. Die Reihenfolge beim Anziehen war bei allen Versuchen die gleiche (über Kreuz).

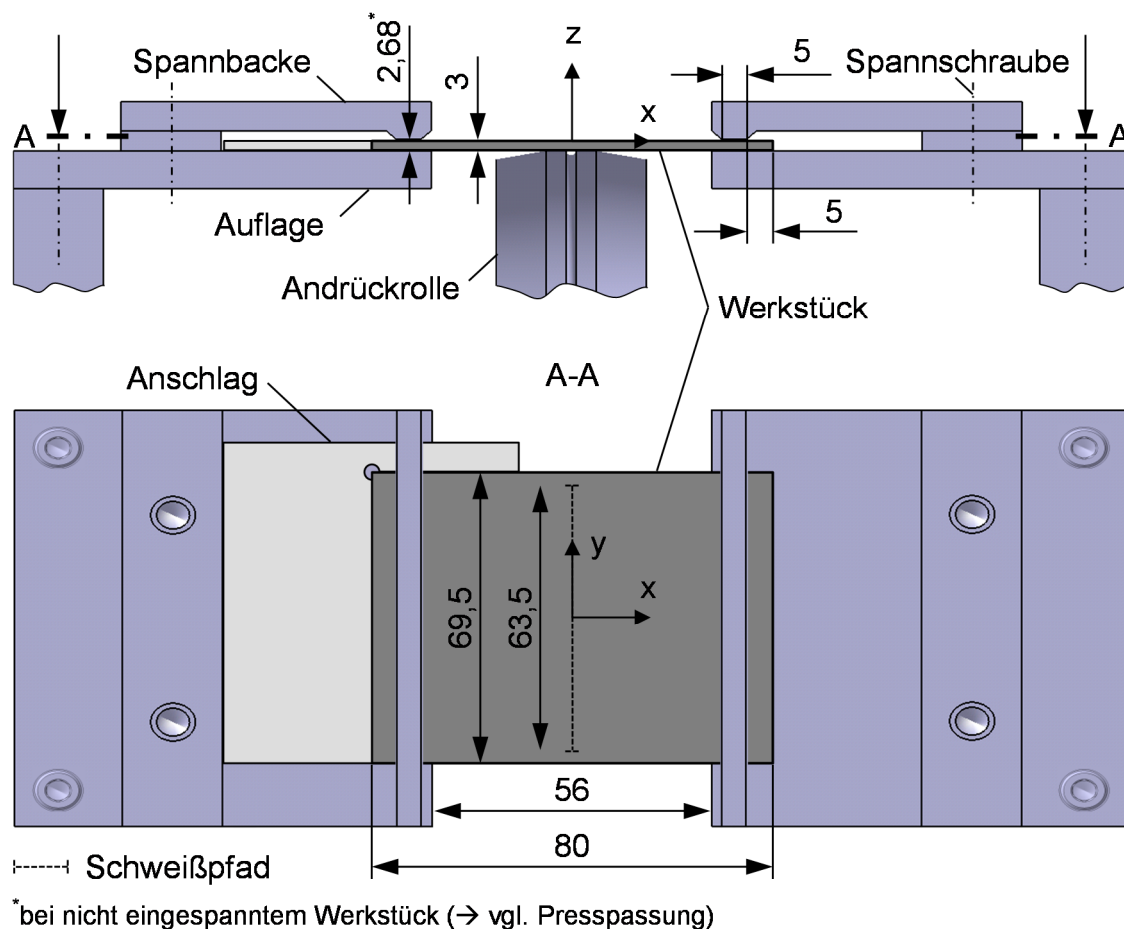


Abbildung 62: Einspannsituation des Bauteiles für die experimentellen Validierungsuntersuchungen mit den für die Modellerstellung relevanten Maßen (in mm)

Mittels Simulationen, deren Modelle die Einspannung in einem hohen Detaillierungsgrad abbildeten (s. Anhang A6, S. 200), wurde konstruktionsbegleitend ermittelt, dass bei einer Klemmkraft von 1,5 kN sich die Einspannung um 0,32 mm aufweitet. Daher wurde der Spalt zwischen Spannbacke und Werkstückauflage um dieses Maß kleiner gestaltet, als das Bauteil dick ist. Nach dem Anziehen der Spannschrauben¹³¹ liegt die geforderte Klemmkraft von 1,5 kN pro Spannbacke an.

Wie in Abschnitt 10.2.1 (S. 132 f.) beschrieben, lässt sich die Nachgiebigkeit der Einspannung durch Federn berücksichtigen. Auf diese Weise lässt sich auch das gesamte Werkstückträgersystem modellieren. Dazu wurde analog dem Vorgehen zur Ermittlung der Spannkraft die Systemsteifigkeit vorab simulativ bestimmt. Im Ergebnis zeigt sich (s. Anhang A7, S. 202), dass die Systemsteifigkeit stark von der Belastungshöhe und der Belastungsrichtung abhängt. Dafür Ursächlich sind die Fügestellen (Schraubenverbindungen), deren nichtlinearer Steifigkeitscharakter sich in

der Systemnachgiebigkeit widerspiegelt. Es macht daher für die Systemsteifigkeit einen Unterschied, ob ein Bauteil eingespannt ist oder nicht, denn die Klemmkraft bedeutet eine Vorspannung des Systems – die Steifigkeit nimmt zu. Vor diesem Hintergrund wurde die Simulation mit anliegender Klemmkraft durchgeführt.

Die Steifigkeiten der anderen Komponenten des Kompensationssystems (Linear-komplettachse und alle mit dem Druckzylinder verbundenen Teile) sind hier nicht maßgebend. Sie haben keinen Einfluss auf die Steifigkeit des Werkstückträgersystems und damit auch nicht auf den Einspanngrad. Ferner wird die Rolle kraftgeregelt¹³² gegen das Werkstück gedrückt. Es ist daher nicht erforderlich, zu wissen, in welchem Maße sich die im Kraftfluss befindlichen Komponenten verformen. Auch können die thermischen Eigenschaften des gesamten Kompensationssystems unberücksichtigt bleiben. Sie spielen hier keine Rolle. Das Bauteil wurde, wie gezeigt, nur in seinen äußeren Randbereichen eingespannt. Bis es dort zu einer (schweißprozessbedingten) Temperaturänderung von 1 K kommt, ist die Kompensation bereits durchgeführt.¹³³

Um konstante Bedingungen zu gewährleisten, waren bei allen Versuchen die Einspannzeiten identisch. Das Bauteil befand sich mit Beginn des Schweißprozesses für 120 s in der Einspannung. Anschließend wurden die vier Spannschrauben über Kreuz in einer festgelegten Reihenfolge und einer definierten Ausspannzeit von ca. 8 s gelöst.

Andrückrolle

An die Andrückrolle werden bei diesem Szenario keine erhöhten Anforderungen gestellt. Ihre thermomechanische Belastung lässt sich mit einem unbehandelten Baustahl (C45, Werkstoff-Nr. 1.0503) aufnehmen, ohne dass sie sich dabei plastisch deformiert. Hierzu wurden die nachfolgend dargestellten Dimensionen verwendet (s. Abbildung 63, S. 154).

¹³² Dies gilt für den Realprozess. Wie auf Seite 143 erläutert, wird innerhalb der Simulation die Last verschiebungsbasiert aufgebracht.

¹³³ Bei diesem Beispiel hat der optimale Kompensationszeitpunkt einen zeitlichen Abstand zur Wärmequelle von 1,2 s. Dahingegen dauert es 9,6 s, bis es im Einspannbereich zu einer Temperaturerhöhung von 1 K kommt, und 78 s, bis dort das Temperaturmaximum von 43 °C erreicht ist (numerisch ermittelt).

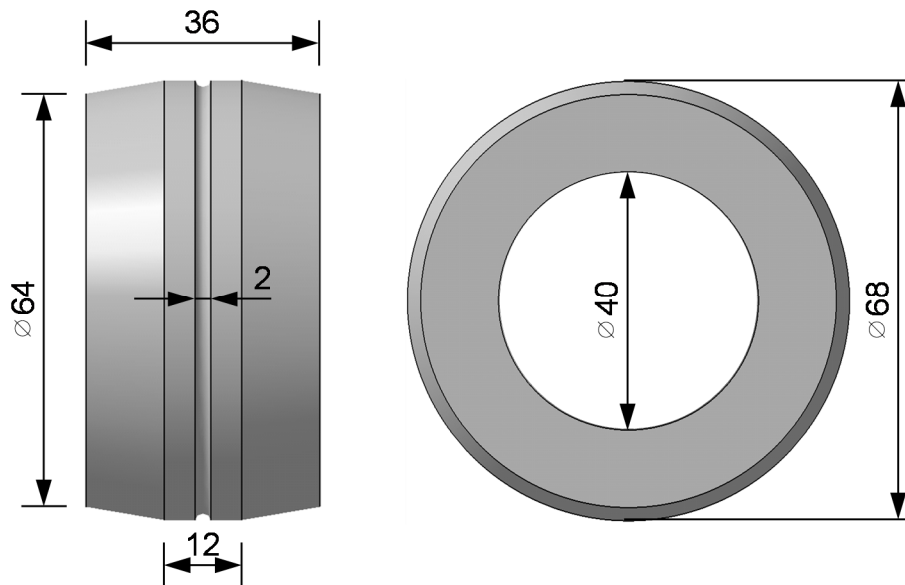


Abbildung 63: Andrückrolle mit Sitz für Nadellager (\varnothing 40 mm); Angaben in mm

11.2.4 Schweißwärmequelle

Quelle

Als Schweißwärmequelle wurde ein lampengepumpter Nd:YAG-Festkörperlaser¹³⁴ der Fa. *TRUMPF GmbH & Co. KG* eingesetzt. Die Anlage besitzt eine maximale Ausgangsleistung von $P_{L,max} = 3$ kW, produziert Laserlicht mit einer Wellenlänge von $\lambda_L = 1064$ nm und erreicht Fokusintensitäten von $I = 10^5 \dots 10^7$ W/cm². Der Laserstrahl wird durch ein Lichtleiterkabel mit einem Faserkerndurchmesser von $d_K = 600$ μ m zur Bearbeitungsoptik geführt.

Optik

Bei der hier verwendeten Bearbeitungsoptik handelt es sich um einen nicht-kommerziellen Schweißkopf, der zu Forschungszwecken am *Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (iwb)* der *TUM* konzipiert wurde. Darin wird der Laserstrahl durch einen wassergekühlten Kollimator auf einen Durchmesser von 44 mm vergrößert. Anschließend erfolgen innerhalb der Optik zwei Umlenkungen des Laserstrahles durch zwei hintereinander angeordnete Spiegel um jeweils 90°. Einer der Spiegel ist dichroitisch¹³⁵. Die Strahlungsverluste, die bei diesem Spiegel durch Transmission auftreten, liegen für s-polarisiertes Licht unterhalb von 0,2 %

¹³⁴ Modell: Haas HL 3006D

¹³⁵ bezeichnet die Eigenschaft, Licht bestimmter Wellenlängen zu transmittieren und das andere zu reflektieren

und für p-polarisiertes unterhalb von 0,5 %.¹³⁶ Diese Verluste sind vernachlässigbar bezüglich der Ausgangsleistung der Schweißwärmequelle. Beim Austritt aus der Optik wird der Strahl durch eine achromatische Linse mit der Brennweite $f_L = 150$ mm fokussiert.

[TRAUTMANN 2009, S. 139]

Die weiteren laserbezogenen Charakteristika der Strahlführungseinheit und der Bearbeitungsoptik sind in Tabelle 1 gelistet.

Tabelle 1: Gemessene sowie eingestellte optische Parameter (Werte einschließlich der Anzahl von Dezimalstellen gemäß „LaserDiagnoseSoftware“ Version 2.98 der Fa. Primes GmbH)

Parameter	Formelzeichen	Wert	Einheit
Strahlparameterprodukt	SPP	14,972	mm · mrad
Fokusradius	r_F	0,187	mm
eingestellte Fokuslage	Δz	0	mm
Rayleighlänge	z_R	2,341	mm
Rohstrahldurchmesser	D	16,000	mm
Strahlqualitätszahl	K	0,0226	-
Beugungsmaßzahl	M^2	44,2	-
Divergenzwinkel	φ	159,960	mrad

Roboter

Die Bearbeitungsoptik ist an einen KR 60 HA (HA = High Accuracy)¹³⁷ der Fa. KUKA Roboter GmbH montiert. Dies ist ein 6-Achsen-Industrieroboter für hochpräzise Anforderungen. Er hat eine Positionierwiederholgenauigkeit von $s_{Pos} < \pm 0,05$ mm und eine Bahnwiederholgenauigkeit von $s_{Bahn} < \pm 0,16$ mm. Durch ihn wird die Optik in einem definierten und konstanten Abstand zur Werkstückoberfläche hochgenau über das Bauteil geführt. Er realisiert die Vorschubbewegung der Wärmequelle.

¹³⁶ Der Nd:YAG-Laser emittiert Strahlung beider Polarisationsrichtungen, also s- und p-polarisiertes Licht.

¹³⁷ (hochgenau)

11.2.5 Winkelverzugsmessung

Zur Messung des Winkelverzuges wurde eine Vorrichtung¹³⁸ angefertigt, in der sich das Bauteil über Anschläge definiert einspannen lässt (s. Abbildung 64).

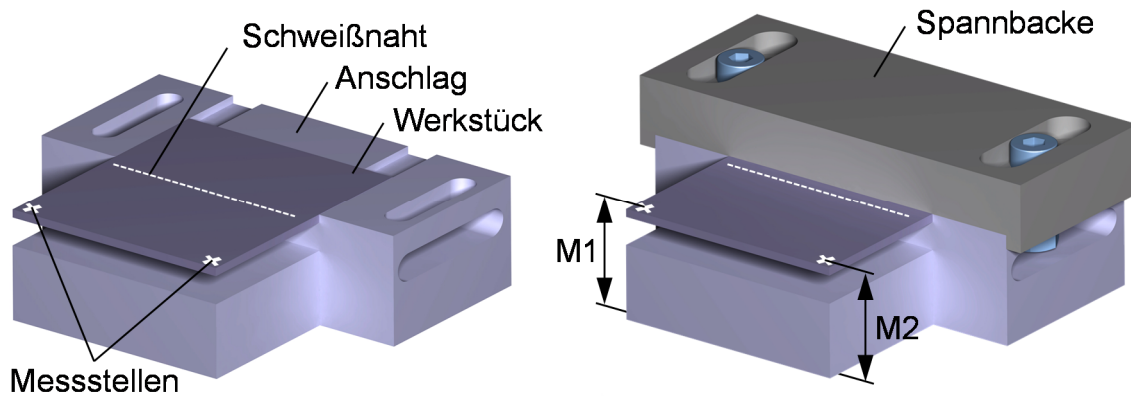


Abbildung 64: Messvorrichtung zur Bestimmung des Winkelverzuges

Die Messvorrichtung ist so konzipiert, dass die Schweißnaht außerhalb der Spannflächen liegt. Auf diese Weise ließ sich verhindern, dass prozessbedingte Oberflächenunebenheiten (Schweißspritzer usw.) das Messergebnis verfälschen. Die Maße $M1$ und $M2$ wurden in den Probenecken mit einer Bügelmessschraube¹³⁹ ermittelt. Davon wurde das ursprüngliche Maß $M0$ subtrahiert. Aus den zwei Differenzen $\Delta M1 = M1 - M0$ und $\Delta M2 = M2 - M0$ wurde das arithmetische Mittel gebildet und über die trigonometrischen Zusammenhänge der Winkelverzug bestimmt.

11.2.6 Festlegung der Versuchsparameter

Um mit einem maximalen Winkelverzug konfrontiert zu sein, wurde die Eindringtiefe des Laserstrahles in das Werkstück über den nachstehenden Zusammenhang für die Streckenenergie variiert und der sich nach vollständiger Abkühlung des Bauteiles einstellende Winkelverzug gemessen:

$$S_L = \frac{P_L}{v_L} \quad (11.1)$$

mit

¹³⁸ Dies ist nicht mit der Einspannung des Bauteiles für den Schweißprozess zu verwechseln. Es handelt sich hierbei um eine Messvorrichtung.

¹³⁹ Ablesung 0,01 mm

S_L in J/mm: der Streckenenergie beim Laserstrahlschweißen,
 P_L in kW: der Laserstrahlleistung und
 v_L in m/min: der Vorschubgeschwindigkeit des Strahlwerkzeuges.

Die Laserstrahlleistung blieb mit $P_L = 3$ kW konstant, während die Vorschubgeschwindigkeit v_L von Versuch zu Versuch zwischen 3 und 6 m/min variiert wurde. Die Ein- und Ausspannbedingungen waren dieselben wie bei den anschließenden Kompensationsversuchen (s. Abbildung 62, S. 152). Die Verzugsresultate sind nachfolgend über die Streckenenergie aufgetragen (Abbildung 65 links).

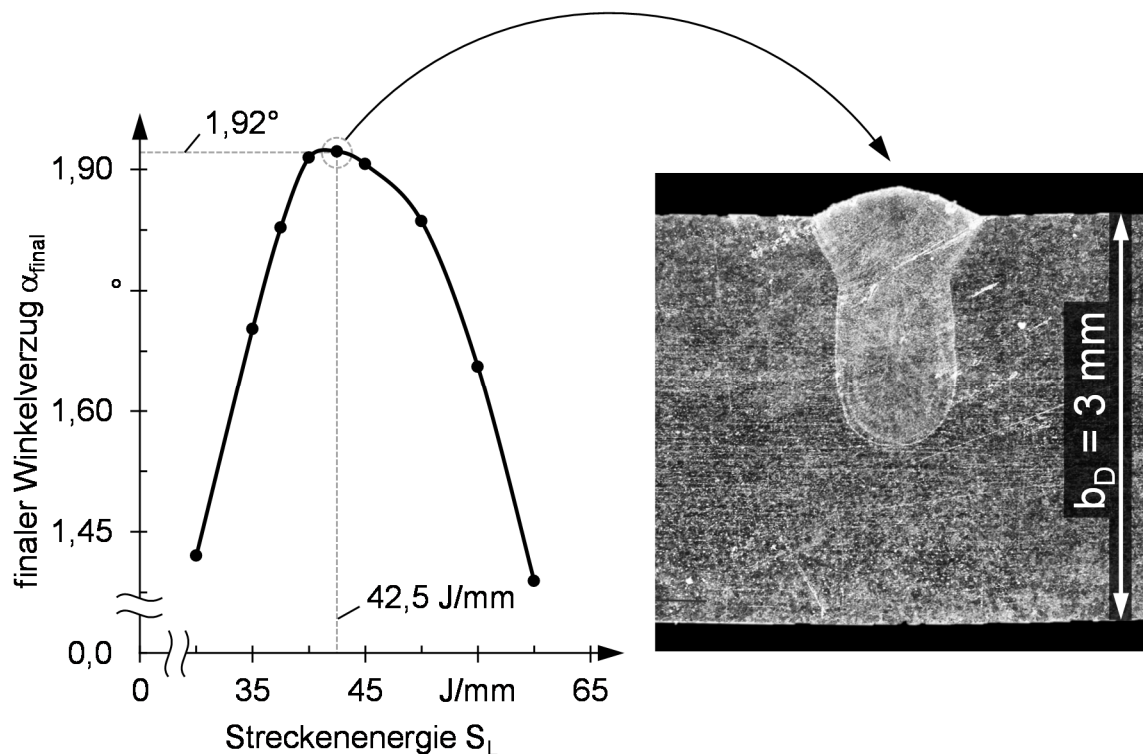


Abbildung 65: Variation der Streckenenergie zur experimentellen Annäherung an das Verzugsmaximum

Der größte Winkelverzug ($\alpha = 1,92^\circ$) stellte sich bei einer Streckenenergie von $S_L = 42,5$ J/mm ein. Entsprechend wurden die Parameterwerte $P_L = 3$ kW und $v_L = 4,235$ m/min¹⁴⁰ den Kompensationsversuchen zugrunde gelegt und der zugehörige Makroschliff des Nahtquerschnitts (Abbildung 65 rechts, S. 157) dem Wärmequellenmodell.

¹⁴⁰ $4,235$ m/min = 3 kW / ($42,5$ J/mm)

11.3 Modellierung und Simulation

11.3.1 Allgemeines

Das zu modellierende mechanische System ist in Abbildung 61 (S. 150) gezeigt. Es wird nur das Bauteil durch Finite-Elemente dargestellt. Alle anderen Komponenten sowie die Prozess- und Umgebungseinflüsse werden durch Randbedingungen in die Simulation einbezogen. Wie dies im Einzelnen umgesetzt ist, wird nachfolgend erklärt. Die letzten zwei Abschnitte behandeln die Validierung des Modells. Dazu wird in Abschnitt 11.3.6 (S. 164 ff.) das Wärmequellenmodell anhand des Makroschliffbildes kalibriert und in Abschnitt 11.3.7 (S. 164 ff.) die Leistungsfähigkeit des FE-Modells zur Verzugsprognose geprüft.

11.3.2 FE-Netz

Das verwendete FE-Netz (s. Abbildung 66) umfasst ca. 15000 Elemente mit ca. 18000 Knoten.

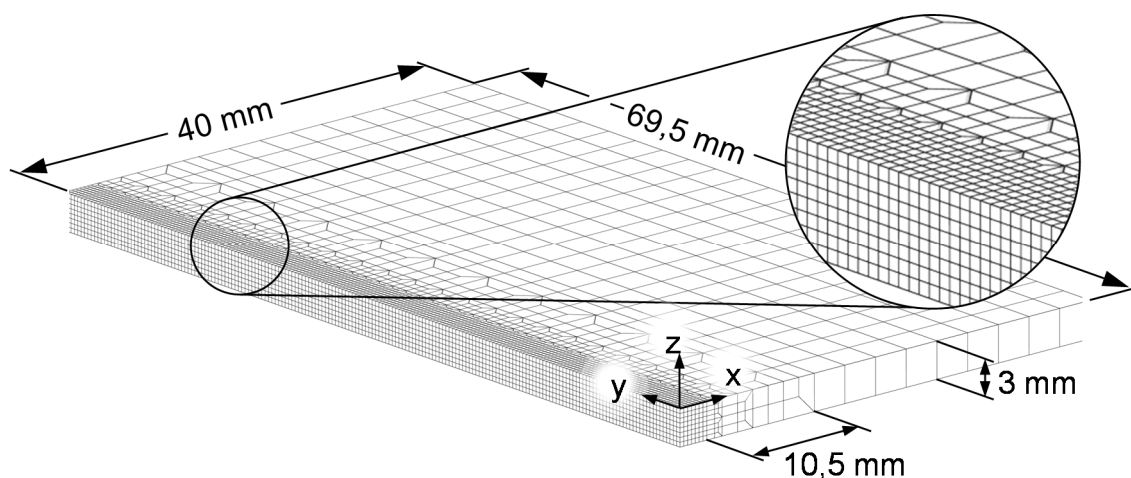


Abbildung 66: Verwendetes FE-Modell einer Bauteilhälfte

Bei den Elementen handelt es sich um isoparametrische¹⁴¹ Hexaeder mit jeweils acht Knoten und acht Integrationspunkten (→ volle Integration). Der hochfrequent vernetzte Schweißnahtbereich ist durch acht Elemente über die Höhe und sieben in

¹⁴¹ Ein isoparametrisches Element nutzt für die Interpolation seiner Verschiebungen die gleichen Funktionen (trilineare Interpolationsfunktionen) wie für die Interpolation seiner Geometrie.

transversaler Richtung aufgebaut. Damit ist dieser Bereich ca. dreimal so breit wie das abzubildende Schmelzbad. Um auch fernab der Naht eine kubische Elementform zu erhalten, ist dort das Netz in allen drei Raumrichtungen entfeinert. Im äußeren Bereich besteht das Netz aus einem Element über die Bauteilhöhe. Der Übergangsbereich erstreckt sich über 10,5 mm.

11.3.3 Randbedingungen

Der Aufbau als Symmetriemodell erfordert es, die Knoten in der Symmetrieebene an einer Bewegung aus dieser Ebene zu hindern.¹⁴² Hierzu wurden die Knoten-Freiheitsgrade in transversaler Richtung (x -Achse) gesperrt.

Die Modellierung der Einspannung entspricht der Darstellung in Abbildung 56 (S. 132). Dabei wurden die realen maßlichen (Abbildung 62, S. 152) und steifigkeitsbezogenen (Abbildung 81, S. 202) Verhältnisse umgesetzt. Die Simulationssoftware MSC.Marc¹⁴³ erlaubt es, Steifigkeiten an Elementflächen aufzubringen, was den Einsatz von Federelementen erspart. Hierzu stellt das Programm die Randbedingung *Face Foundation* zur Verfügung, die eine Steifigkeit pro Einheitsfläche definiert. Weil diese Art der Steifigkeitsmodellierung komfortabler und berechnungseffizienter¹⁴⁴ ist als der Einsatz von Federn, wurde sie hier angewendet.

Für die Abbildung des Energieeintrages beim Schweißen wurde eine Volumenwärmequelle mit beliebig verteilter Leistungsdichte genutzt und mit einer Flächenwärmequelle kombiniert. Letztere zeichnet sich durch eine gaußförmige Energieverteilung in der Ebene aus. Weil hier der Tiefschweißeffekt zum Tragen kam (s. Abbildung 65, S. 157), wurde ein Absorptionsgrad von $\eta_A = 0,96$ ¹⁴⁵ angenommen. Die weiteren thermischen Randbedingungen berücksichtigen den temperaturabhängigen Wärmeübergang an die Umgebung durch Konvektion und Strahlung. Dazu wurde die Randbedingung auf die gesamte Bauteiloberfläche appliziert – auch dort, wo das Bauteil in Kontakt mit der Einspannung steht. Wie erklärt (s. Fußnote 133, S. 153), ist der thermische Einfluss durch die Einspannung vernachlässigbar. Tabelle 2 listet die verwendeten Modellparameter für die thermischen Randbedingungen auf.

¹⁴² Es wird eine Blindnaht geschweißt (kein Fügespalt).

¹⁴³ s. Anhang A5 (S. 200)

¹⁴⁴ Mit jeder Feder kommt ein zusätzlicher FE-Knoten in das Modell.

¹⁴⁵ DAUB [2012, S. 5] nennt Absorptionsgrade für das Tiefschweißen von $\eta_A = 0,90 \dots 0,98$ bei vergleichbaren Randbedingungen ($P_L = 2 \text{ kW}$, $v_L = 2 \text{ m/min}$, $r_S = 0,3 \text{ mm}$, $\lambda_L = 1070 \text{ nm}$, Edelstahl 1.4541).

Tabelle 2: Verwendete Modellparameter für die thermischen Randbedingungen

Parameter	Formelzeichen	Wert	Einheit
Stefan-Boltzmann-Konstante	σ_B	$5,670351 \cdot 10^{-8}$	W/(m ² · K ⁴)
Emissionskoeffizient	ε_E	0,56	-
konvektiver Wärmeübergang	\dot{q}	20	W/mm ²
Umgebungstemperatur	T_a	20	°C
Ausgangstemperatur	T_0	20	°C

Die Simulation des Rollen-Bauteil-Kontaktes erfolgte unter Verwendung eines in FE-Programmen standardmäßig implementierten Kontaktalgorithmus. Die Andrückrolle wurde als Starrkörper ohne thermische Eigenschaften ausgeführt. Der Einfluss der Wärmeleitung zwischen Bauteil und Rolle auf die Temperaturverteilung und Wärmemenge im Werkstück ist aufgrund der kleinen Kontaktfläche und der kurzen Berührzeit ($\Delta t_{\text{Kontakt}} \approx 1$ s) vernachlässigbar. Er wurde daher nicht berücksichtigt.

11.3.4 Werkstoff

Die zugrunde gelegten thermophysikalischen und thermomechanischen Werkstoffkennwerte sind in Abbildung 67 (S. 161) aufgelistet bzw. durch die Diagramme in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt. Abbildung 68 (S. 162) zeigt die Fließspannungen über die plastische Dehnung für unterschiedliche Temperaturen (20 ... 1100 °C). Funktionswerte zu Temperaturen über 2000 °C bzw. zu plastischen Dehnungen über 100 % werden konstant mit ihrem letzten Wert weitergeführt. Dies ist die Standardvorgehensweise zur Modellierung von unbekanntem Materialverhalten.

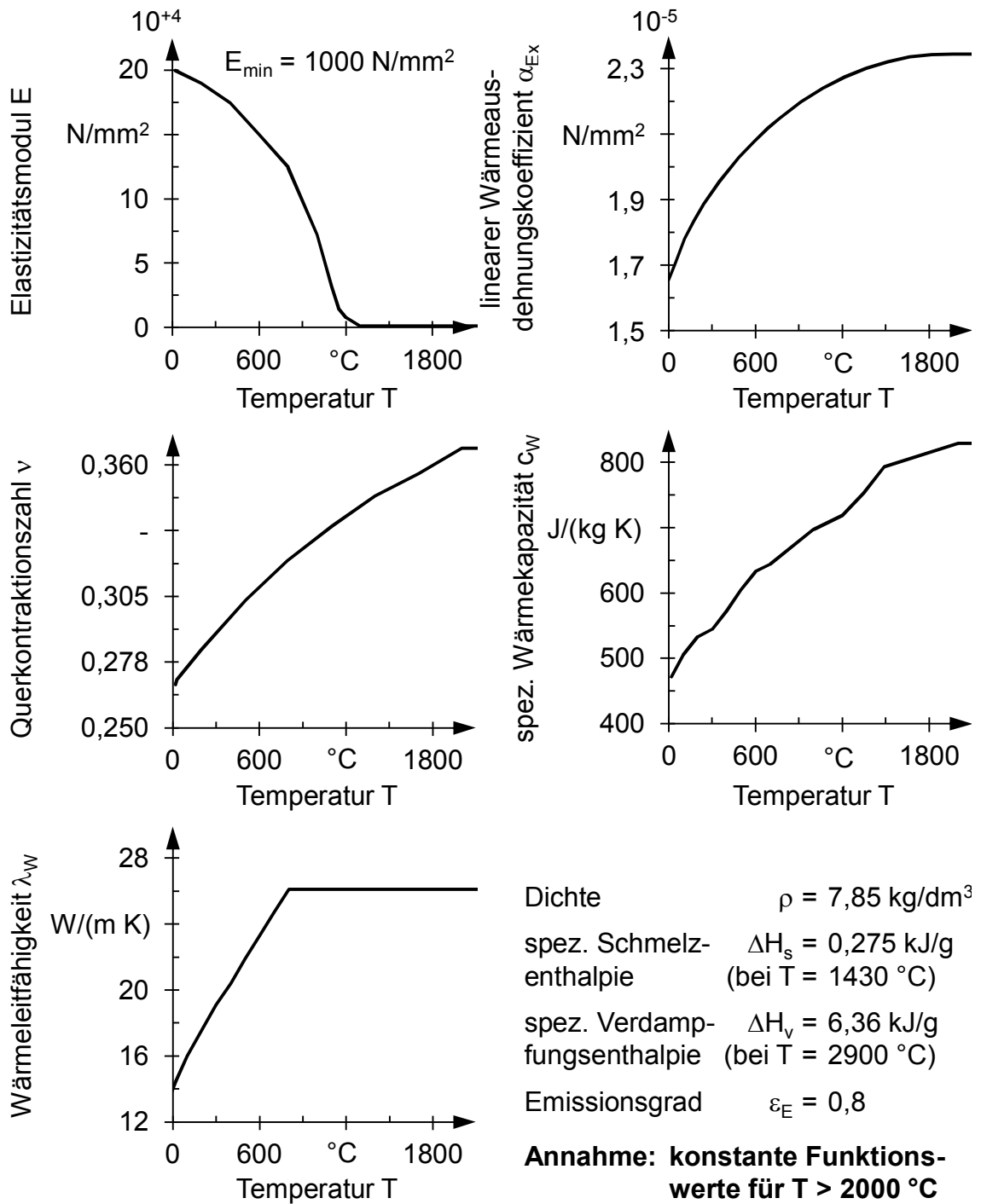


Abbildung 67: Thermophysikalische und thermomechanische Werkstoffkennwerte des Stahles 1.4301 [MSC.SOFTWARE 2013]

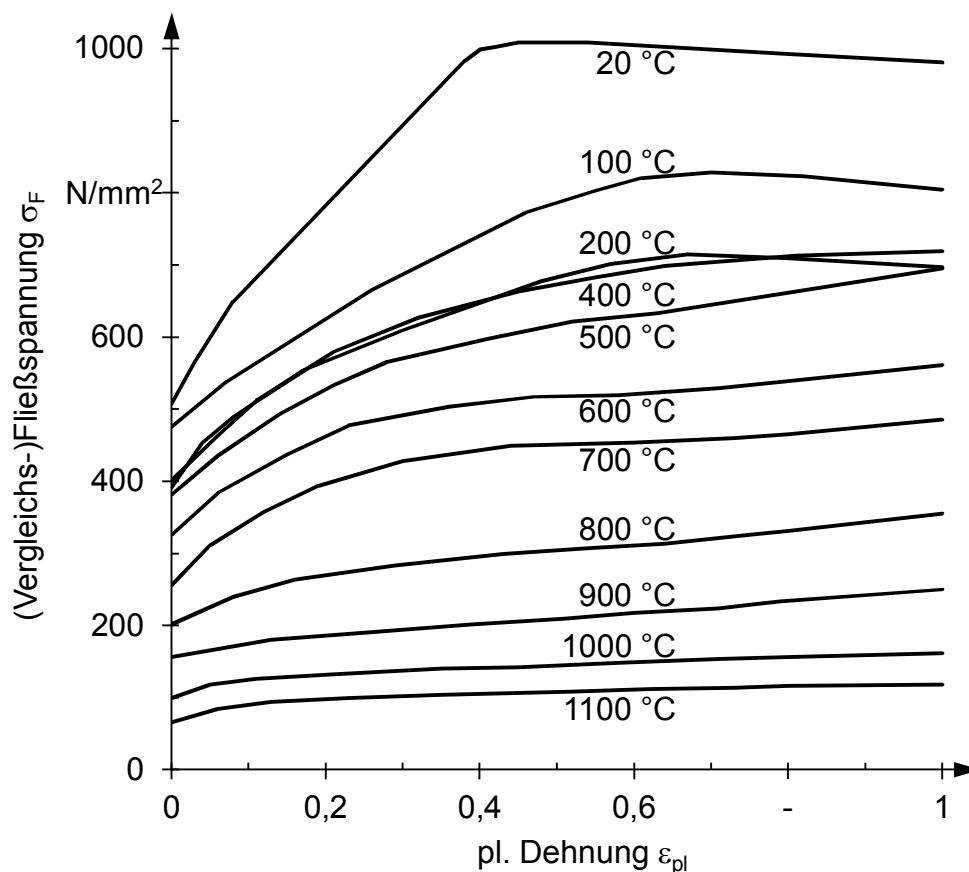


Abbildung 68: Fließkurven¹⁴⁶ des Stahles 1.4301 für unterschiedliche Temperaturen ($T = 20 \dots 1110 \text{ °C}$) [MSC.SOFTWARE 2013]

11.3.5 Simulationsparameter

Die Simulationen wurden *thermomechanisch stark gekoppelt* bzw. *geschachtelt* durchgeführt (engl.: *Staggered Approach*). Das heißt, dass die Berechnungen von Temperaturfeld und Mechanik unmittelbar aufeinander erfolgen – nach jedem Inkrement. Diese Schachtelung von Rechenschritten hat gegenüber der vollständigen Entkopplung¹⁴⁷ von Temperaturfeld- und Mechanikberechnung den Vorteil, dass eine schrittweise Rückkopplung der Ergebnisse aus dem thermomechanischen in das thermodynamische Modell möglich ist. Zwar kommt es im Rahmen dieser Arbeit zu keiner gegenseitigen Beeinflussung von thermomechanischen und thermodynamischen Vorgängen, jedoch spart die geschachtelte Vorgehensweise Speicher-

¹⁴⁶ Den Fließkurven für die Temperaturen 200 °C und 300 °C liegt derselbe Datensatz zugrunde.

¹⁴⁷ Hierbei wird zunächst das transiente Temperaturfeld über alle Zeitschritte berechnet und abgespeichert. Anschließend erfolgt die Mechanikberechnung zur Bestimmung der aus den Wärmedehnungen resultierenden Verformungen und Eigenspannungen.

platz und lässt die Steuerung der Zeitschrittweite flexibel¹⁴⁸ [RADAJ 2002, S. 116]. Letztere orientiert sich hier an einem thermophysikalischen Kriterium. Dieses definiert eine maximal zulässige Temperaturänderung ΔT_{max} zwischen zwei Inkrementen, die an keinem Integrationspunkt überschritten werden darf. Für den Schweißprozess wurde ΔT_{max} so bestimmt, dass daraus eine Zeitschrittweite von durchschnittlich $\Delta t = 2,65\bar{3} \cdot 10^{-3}$ s resultiert. Bezogen auf die Wärmequelle bedeutet dies eine Vorwärtsbewegung pro Inkrement von ca. 2 % der Schmelzbadlänge. Nach GOLDAK [1995; zitiert nach SCHWENK 2007, S. 27] sind hierbei bis zu 50 % zulässig. Für die Abkühlphase wurde der Empfehlung von RADAJ [2002, S. 119] gefolgt und eine maximale Temperaturänderung von $\Delta T_{max} = 50$ K pro Zeitschritt erlaubt.

Wesentlich für die Richtigkeit des Ergebnisses ist das verwendete Plastizitätsmodell. Einige Simulationsprogramme bieten hiervon zwei Varianten an:

- die additive Zerlegung des Deformationsgeschwindigkeitstensors und
- die multiplikative Zerlegung des Deformationsgradienten.

Das additive Modell beruht auf vereinfachenden kinematischen Annahmen, die unter der Voraussetzung kleiner elastischer Deformationen zu ausreichend genauen Ergebnissen führen¹⁴⁹. Es hat sich insbesondere aufgrund seiner numerischen Robustheit bewährt und ist deshalb in einigen Programmen das Standardmodell (z. B. MSC.Marc)¹⁴⁹. Dahingegen neigt das multiplikative Modell zu Konvergenzproblemen¹⁴⁹. Da diesem aber eine exakte kinematische Beschreibungsweise der Deformation zugrunde liegt, bildet es diese grundsätzlich genauer ab als das additive Modell¹⁴⁹ [ARAVAS 1991, S. 152]. Der Unterschied zwischen den beiden Modellen bei der Auflösung einer Verformung in elastische und plastische Dehnungen prägt sich umso stärker aus, je größer die Verformungen sind. Im Rahmen dieser Arbeit hat sich gezeigt, dass aufgrund der großen thermo-elasto-plastischen Dehnungen in der Schweißprozesszone der Unterschied, den die beiden Modelle in der elastischen und der plastischen Winkelverformung hervorrufen, nicht unberücksichtigt bleiben kann. Es wird deshalb empfohlen, für die Simulation des Materialverhaltens die multiplikative Zerlegung des Deformationsgradienten zu nutzen.

¹⁴⁸ Die Zeitschrittweite muss hierbei nicht im Vorhinein fest vorgegeben werden.

¹⁴⁹ Dr.-Ing. Reinke, Till Jochen (*Consulting MSC.Software GmbH*, München): schriftliche Mitteilung vom 01.07.2012 (s. Anhang A8, S. 203 f.)

11.3.6 Kalibrierung

Für die Angleichung der simulierten an die reale Soliduslinie im Schmelzbad- bzw. Nahtquerschnitt wurden, wie bereits in Abschnitt 11.3.3 (S. 159 ff.) erklärt, eine Flächen- und eine Volumenwärmequelle kombiniert. Eine hohe Übereinstimmung (s. Abbildung 69) ließ sich mit einer Aufteilung der Gesamtleistung¹⁵⁰ von einem Drittel auf die Flächenwärmequelle und zwei Dritteln auf die Volumenwärmequelle erreichen.

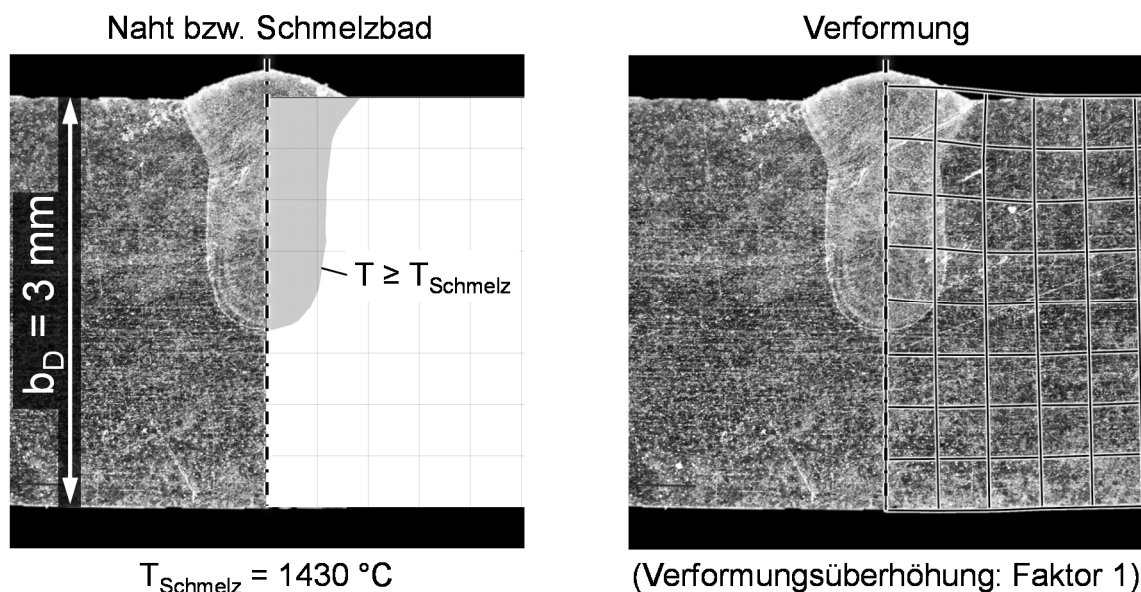


Abbildung 69: Gegenüberstellung von realem Naht- und simuliertem Schmelzbadquerschnitt zur Kalibrierung des FE-Modells

Hinsichtlich der Nahtüberhöhung (Abbildung 69 rechts) hat keine explizite Berücksichtigung nach Unterabschnitt 3.3.3.1 (S. 16 f.) stattgefunden. Die Realüberhöhung ist nicht stark ausgeprägt, weshalb es der FE-Simulation allein durch die Darstellung der thermisch induzierten Verformungen gelang, die Nahtüberhöhung ausreichend abzubilden.

11.3.7 Modellvalidierung

Die Validierung des FE-Modells erfolgte in zwei Schritten. Im ersten wurde das Bauteil ausschließlich geschweißt, ohne dass eine Beeinflussung des Winkelverzu-

¹⁵⁰ $P_L = 3 \text{ kW}, \eta_A = 0,96 \rightarrow P_{L,\text{effektiv}} = 2,88 \text{ kW}$

ges durch das Kompensationssystem erfolgte. Die Situation in der Einspannung entsprach den in Abschnitt 11.2.3 (S. 149 ff.) beschriebenen Bedingungen. Selbiges gilt für den Ein- und Ausspannvorgang. Im zweiten Schritt wurde durch die Kompensationseinheit eine über die Zeit und über die Versuche konstante Kraft von 1 kN aufgebracht. Die Andrückrolle folgte der Wärmequelle mit der gleichen Vorschubgeschwindigkeit, das heißt $v_L = v_{Komp} = 4,235$ m/min, wobei der zeitliche bzw. streckenbezogene Abstand von Versuch zu Versuch variierte. Die maximale Nachlaufzeit wurde zu $\Delta t_{max} = 2$ min bestimmt. Zu diesem Zeitpunkt war die maximale Temperatur im Bauteil unter 50 °C gefallen und damit nahe der Ausgangstemperatur. Höhere Nachlaufzeiten wirken sich dann nur noch marginal auf das Verzugsergebnis aus. Der asymptotische Verlauf der Ergebnisse in Abhängigkeit der Nachlaufzeit verdeutlicht dies (s. Abbildung 70).

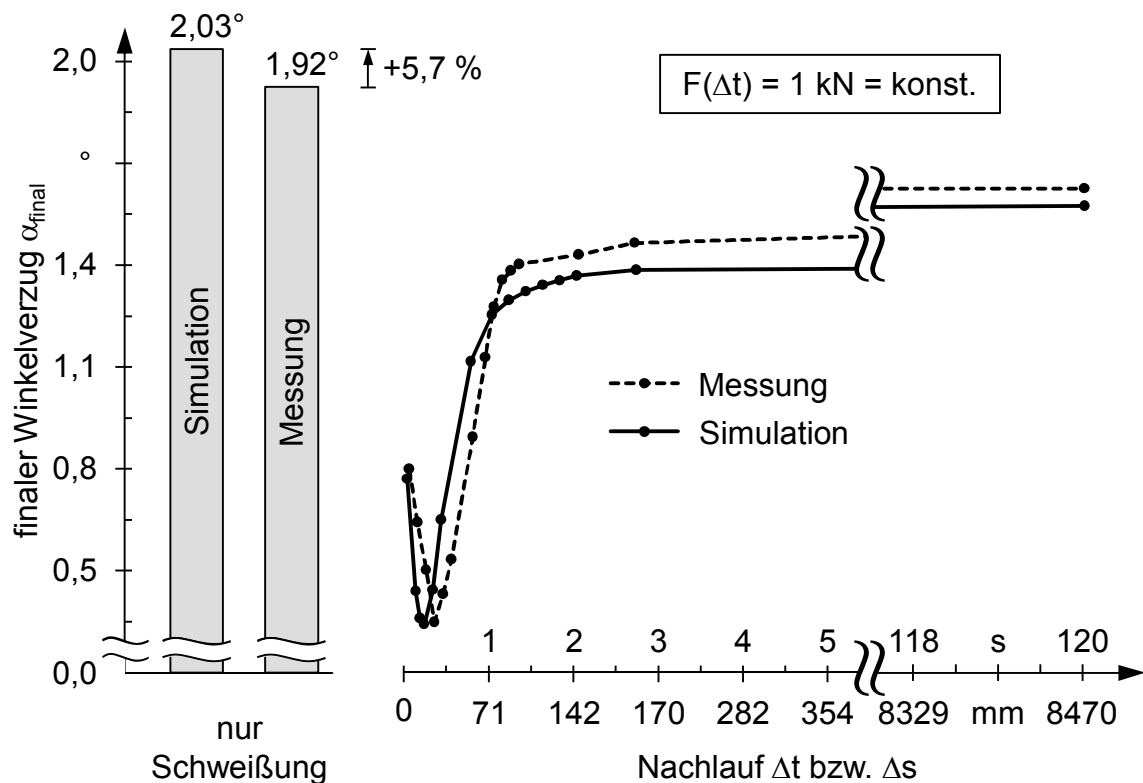


Abbildung 70: Vergleich des gemessenen und des berechneten finalen Winkelverzuges; links: nur Schweißung; rechts: nach Belastung mit $F = 1$ kN = konst. bei Variation der Nachlaufzeit bzw. des Abstandes zwischen Wärmequelle und Andrückrolle

Die Berechnungsergebnisse stimmen gut mit den Messwerten überein. Dabei ist die hohe Abbildungsgüte bei den Versuchen zum Einfluss des Nachlaufes auf den Win-

kelverzug (s. Abbildung 70 rechts, S. 165) augenfällig. Der markante¹⁵¹ Verlauf für $\Delta t < 1,5$ s sowie insbesondere das Minimum bei $\Delta t = 0,25$ s werden von der Simulation korrekt abgebildet. Damit ist das Modell qualifiziert für die Validierung der Methode. Es stellt den Einfluss der mechanischen Last auf den (finalen) Winkelverzug in Abhängigkeit des Wirkzeitpunktes (Nachlauf) richtig dar. Selbiges muss (qualitativ) für den Beanspruchungszustand gelten, da Schweißeigenspannungen und Schweißverzug unmittelbar miteinander zusammenhängen. Sie entstehen aufgrund desselben Mechanismus [RADAJ 2002, S. 99]. Auf diesen Zusammenhang wird im Anhang (s. A9, S. 203) ausführlich eingegangen. Eine qualitative Aussage zum Einfluss auf die Eigenspannungen ist hier hinreichend, weil sich das aufzuzeigende Reduktionspotenzial auf relative¹⁵² Angaben zum Beanspruchungszustand bezieht. Auf einen experimentellen Abgleich der Beanspruchungsbeeinflussung wurde deshalb verzichtet. Dies steht vor dem Hintergrund, dass die Messung von Eigenspannungen aufwendig, diffizil und teuer ist. Gleichwohl soll der berechnete Eigenspannungszustand auf Plausibilität geprüft werden. Hierfür wurde auf eine von UEDA ET AL. [1993, S. 560 f.] durchgeführte experimentelle Messung bzw. Messmethode zurückgegriffen. Sie führten ihre Untersuchungen ebenfalls an einer Rechteckplatte aus austenitischem Stahl durch. Darauf wurde eine Auftragsnaht geschweißt, was vergleichbar mit der hier applizierten Blindnaht ist. Die von ihnen verwendeten Versuchparameter sind nachfolgend tabellarisch aufgeführt.

Tabelle 3: Von UEDA ET AL. [1993, S. 560] verwendete Versuchparameter

Parameter	Formelzeichen	Wert	Einheit
Bauteildimensionen ¹⁵³	$L \cdot B \cdot H$	1000 · 125 · 18,5	mm ³
Streckenenergie (MAG ¹⁵⁴)	S_{MAG}	635	J/mm
Vorschubgeschwindigkeit	v_{MAG}	0,45	m/min
Fließgrenze SUS 316 L ¹⁵⁵	$\sigma_{F,SUS\ 316\ L}$	180	N/mm ²

¹⁵¹ Dieser Verlauf ist charakteristisch für die transiente Verformung beim Schweißen (s. Abbildung 82 links, S. 205).

¹⁵² I. A. wird der Vergleich mit dem ausschließlich geschweißten Zustand angestellt.

¹⁵³ Länge L in y ; Breite B in x ; Höhe H in z (s. Abbildung 71, S. 167)

¹⁵⁴ MAG: Metall-Aktivgasschweißen (Schweißen mit reaktionsfähigen und oberflächenaktiven Gasen)

¹⁵⁵ s. Fußnote 8 (S. XXII)

Die Eigenspannungen ermittelten sie an der Oberfläche nach dem *Ausschneide- und Zerlegeverfahren* [RADAJ 2002, S. 328 f.]. Dafür wurden aus der Wärmeeinflusszone längs und quer zur Schweißnaht Blockproben geschnitten und darauf jeweils mehrere Dehnungsmessstreifen appliziert. Beim Zerlegen der Blockproben in Klötze bzw. Stäbe wurden die elastischen Rückdehnungen gemessen und darüber auf den Eigenspannungszustand geschlossen. Das Ergebnis ist nachfolgend den hier berechneten Beanspruchungen gegenübergestellt (s. Abbildung 71). Dabei werden aus Gründen der Vergleichbarkeit die Ergebnisse jener Simulation herangezogen, die keine Kompensation implizieren (s. Abbildung 70 links, S. 165).

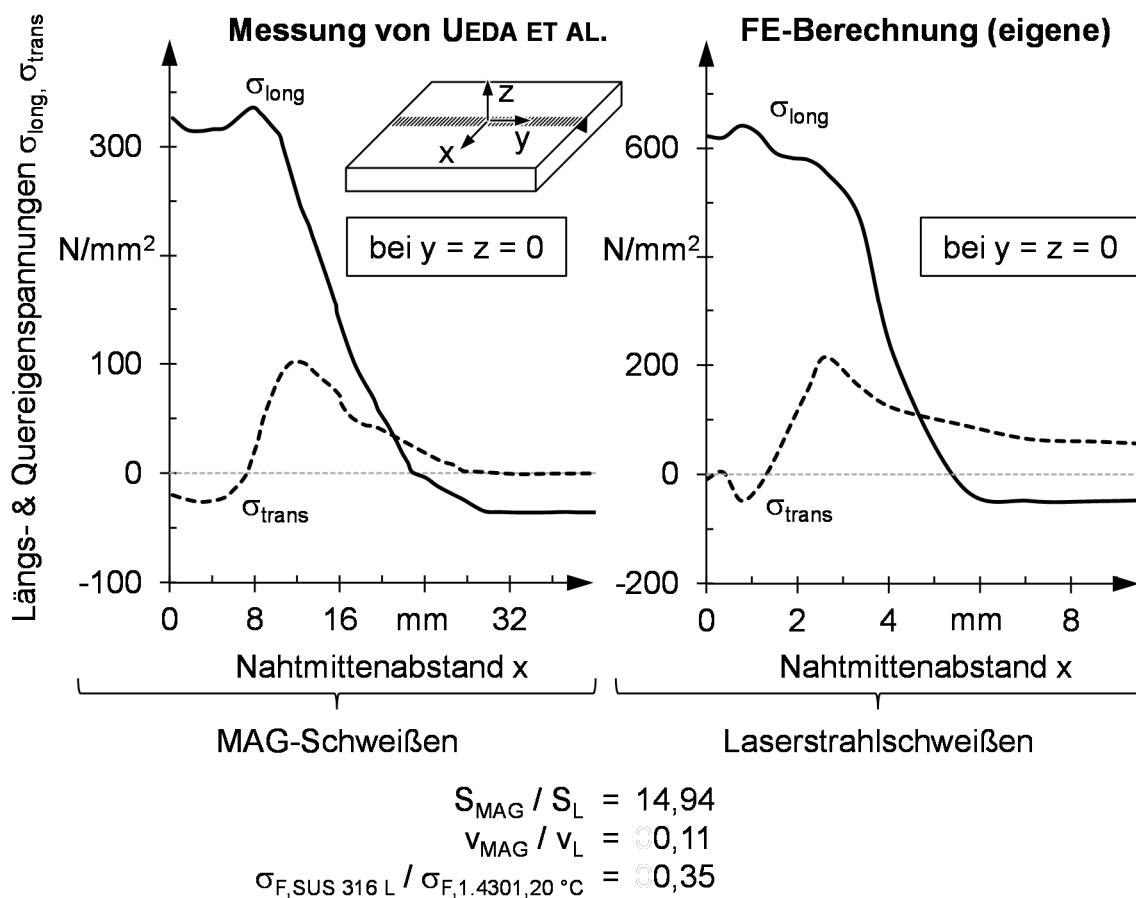


Abbildung 71: Plausibilitätsprüfung des hier berechneten Eigenspannungsverlaufes (rechts) durch Gegenüberstellung mit von UEDA ET AL. [1993, S. 561] experimentell ermittelten Beanspruchungen bei ähnlichen Versuchsbedingungen (links)

Die qualitative Übereinstimmung im Verlauf sowohl der longitudinalen als auch der transversalen Eigenspannungen lässt darauf schließen, dass die Simulation auch den Beanspruchungszustand (qualitativ) richtig abbildet. Insbesondere die relative Si-

tuation zwischen Längs- und Quereigenstressungen wird von der Simulation ausreichend für die hier anzustellenden Untersuchungen widerspiegelt. Eine quantitative Übereinstimmung kann aufgrund der unterschiedlichen Schmelzschweißverfahren, Schweißparameter und Werkstoffe (insbesondere der Fließgrenzen) nicht erwartet werden (s. Abbildung 71 unten, S. 167).

Mit dem Nachweis, dass das Modell neben dem Winkelverzug auch die für den Schweißstresszustand charakteristischen Merkmale korrekt abbildet, besitzt es all die Eigenschaften, die im Rahmen der Methodvalidierung erforderlich sind.

11.4 Validierung und Bewertung der Methode

11.4.1 Allgemeines

Innerhalb dieser Arbeit wurden Erkenntnisse erlangt, deren Richtigkeit im Rahmen der Methodvalidierung nachgewiesen werden soll. Zwei Aussagen gilt es dafür zu prüfen:

- Die beiden von der Routine identifizierten auf den Bauteilort bezogenen Kompensationszeitpunkte ermöglichen eine maximale Reduktion der transversalen und der longitudinalen Schweißstressungshöchstwerte.
- Die Routine bestimmt die Kompensationslast so, dass eine lokale Neutralisation des Winkelverzuges erfolgt.

Beide Punkte werden in diesem Unterkapitel untersucht und die Ergebnisse abschließend bewertet.

11.4.2 Bestimmung des Kompensationszeitpunktes

11.4.2.1 Allgemeines

Die optimalen thermomechanischen Bedingungen für den Verzugsausgleich werden von der Routine anhand der thermischen Winkelverformung identifiziert. Um zu prüfen, ob sich mit diesem Kriterium tatsächlich die optimale Situation auffinden lässt, wurde das Simulationsexperiment aus Abbildung 70 (S. 165) in abgewandelter Form wiederholt. Anstatt die Variation des Nachlaufes mit stets der gleichen Kraft durchzuführen, wurde sie jeweils so eingestellt, dass sie den Winkelverzug

kompensiert. Mit Blick auf Abbildung 70 rechts (S. 165) bedeutet dies einen konstanten Kurvenverlauf bei $\alpha = 0$. Die Auswirkungen auf die Quer- und die Längseigenstressungen werden für beide Beanspruchungskomponenten anhand des bauteilglobalen Höchstwertes verdeutlicht. Um den Zusammenhang zur thermischen Winkelverformung aufzeigen zu können, ist ein Querschnitt zu bestimmen, in dem die Auswertung von α_{th} erfolgt.¹⁵⁶ Hierfür wurde der (transversale) Querschnitt in der Mitte des Bauteiles gewählt.

11.4.2.2 Reduktion transversaler Eigenstressungen

Die beiden Diagramme in Abbildung 72 (S. 170) stellen jeweils zwei Größen in Abhängigkeit der Nachlaufzeit Δt dar. Eine davon ist in beiden Diagrammen die thermische Winkelverformung α_{th} . Es ist auf seinen Maximalwert normiert. Dem Maximum von α_{th} wird der Zeitpunkt $\Delta t = 0$ zugeordnet. Zu diesem Zeitpunkt steht die Wärmequelle in der Mitte des Werkstückes und damit über dem für die Auswertung ausgewählten Querschnitt.¹⁵⁷ Die graue senkrechte Strichlinie kennzeichnet den Zeitpunkt, zu dem α_{th} unter den hier definierten Schwellwert von 1 % seines Maximalwertes fällt. Der Schwellwert wurde im Kontext von Gleichung (8.1) (S. 108) ermittelt und dient der Routine als Kriterium zur Identifikation des optimalen Kompensationszeitpunktes (s. Abschn. 10.3.3, S. 138). Hierbei wird der Quereigenstressungshöchstwert auf ein Minimum reduziert.

Neben der thermischen Winkelverformung zeigt das obere Diagramm die Kräfte, die für den jeweiligen Verzugsausgleich erforderlich waren. Hierbei handelt es sich um den jeweils auftretenden Maximalwert $F_{Komp,max}$. Dies steht vor dem Hintergrund, dass die Kraft über dem Kompensationspfad angepasst wird (\rightarrow lokaler Verzugsausgleich).

Die aus den unterschiedlichen Kompensationszeitpunkten (Nachlaufzeiten) resultierenden Auswirkungen auf den transversalen Eigenstressungszustand sind in dem unteren Diagramm aufgetragen. Wie erwähnt, handelt es sich dabei um den jeweils im Bauteil auftretenden Höchstwert $\sigma_{trans,max}$, der sich nach vollständiger Abkühlung ergibt.

¹⁵⁶ Die Berechnung der Winkelverformung erfolgt querschnittsweise. D. h., die Dehnungen, auf denen die Berechnung beruht, liegen innerhalb des momentan betrachteten Querschnittes.

¹⁵⁷ Mit Blick auf Abbildung 66 (S. 158) ist dies die Position bei $x = z = 0$, $y = 69,5 \text{ mm}/2 = 34,75 \text{ mm}$.

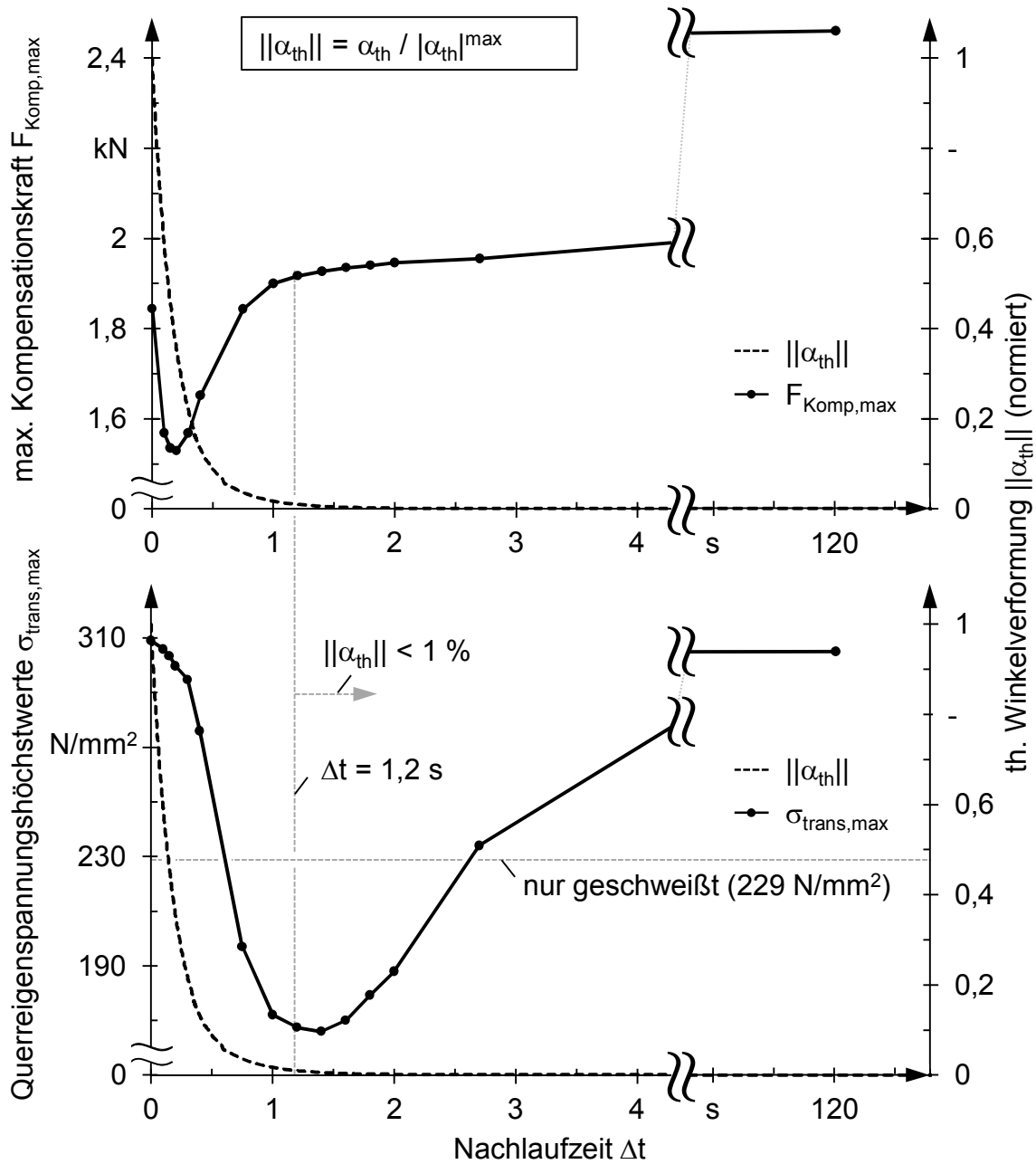


Abbildung 72: Mittels der FEM ermittelter Zusammenhang zwischen der thermischen Winkelverformung und der erforderlichen Kompensationskraft (oben) sowie zwischen der thermischen Winkelverformung und den finalen Quereignungshoehstwerten (unten); anhand des hier entwickelten Kriteriums „ $\|\alpha_{\text{th}}\| \leq 1\%$ “ lassen sich die optimalen Kompensationsbedingungen identifizieren, d. h. jene Nachlaufzeit Δt , die in minimalen Quereignungshoehstwerten resultiert

Für die Validierung der Methode ist eine Betrachtung der Kompensationskräfte nicht erforderlich. Dennoch sollen sie hier diskutiert werden, weil es einen Effekt

aufzuzeigen gilt. Das Lastminimum, welches hier bei $\Delta t = 0,2$ s liegt, entspricht nicht dem, welches im Kontext von Abbildung 44 (S. 99) erörtert wurde. Es zeigt auch nicht den optimalen Kompensationszeitpunkt für die Reduktion der Quereigenspannungen an – im Gegenteil: Eine Kompensation bei $\Delta t = 0,2$ s resultiert in nahezu maximalen Quereigenspannungshöchstwerten, wie im unteren Diagramm ersichtlich. Es ist sich vor Augen zu halten, dass anders als bei der Herleitung des Reduktionsmechanismus in Unterkapitel 8.2 (S. 94 ff.) hier kein Querschnitt untersucht wird, sondern ein ganzheitliches Bauteil. Daher spiegelt sich in dem in Abbildung 72 (S. 170) zu sehenden Lastminimum auch der thermomechanische Einfluss aus longitudinaler Richtung wider. Bei einem vollständigen Bauteil erlaubt die Analyse der Kompensationslast keinen Rückschluss auf das Quereigenspannungsergebnis.

Anders verhält es sich mit der thermischen Winkelverformung. Es ist eine auf den Querschnitt bezogene Größe und folglich unabhängig davon, ob der Querschnitt innerhalb eines Werkstückes betrachtet wird oder im freigestellten Zustand. Mit Erreichen des Schwellwertes zeigt es jenen Kompensationsmoment an, der im Hinblick auf die Quereigenspannungssituation am verträglichsten ist. Zum Zeitpunkt $\Delta t = 1,2$ s lassen sich die Quereigenspannungshöchstwerte auf 167 N/mm^2 reduzieren. Das entspricht einer Reduktion um 46 % gegenüber dem maximalen Wert bei $\Delta t = 0$ und einer Reduktion um 45 % gegenüber $\Delta t = 120$ s.

Das Kriterium zum Auffinden des optimalen Kompensationszeitpunktes zeigt eine hohe Prognosegüte. Das Minimum der Quereigenspannungshöchstwerte ist in ausreichender Näherung identifiziert. Der beanspruchungsbezogene Unterschied zwischen dem prognostizierten und dem tatsächlich berechneten Minimum¹⁵⁸ beträgt 1 N/mm^2 .

Für $\Delta t > 1,4$ s steigen die Quereigenspannungshöchstwerte wieder an. Wie bereits im Kontext von Abbildung 49 (S. 110) erklärt, liegt dies an der voranschreitenden Abkühlung, was einen Anstieg der Fließgrenze zur Folge hat.

11.4.2.3 Reduktion longitudinaler Eigenspannungen

Die Kompensationsauswirkungen auf die Längseigenspannungshöchstwerte sind in Abbildung 73 (S. 172) gezeigt.

¹⁵⁸ Dieses liegt bei $\Delta t = 1,4$ s. Die thermische Winkelverformung ist zu diesem Zeitpunkt auf 0,6 % ihres Maximalwertes gefallen.

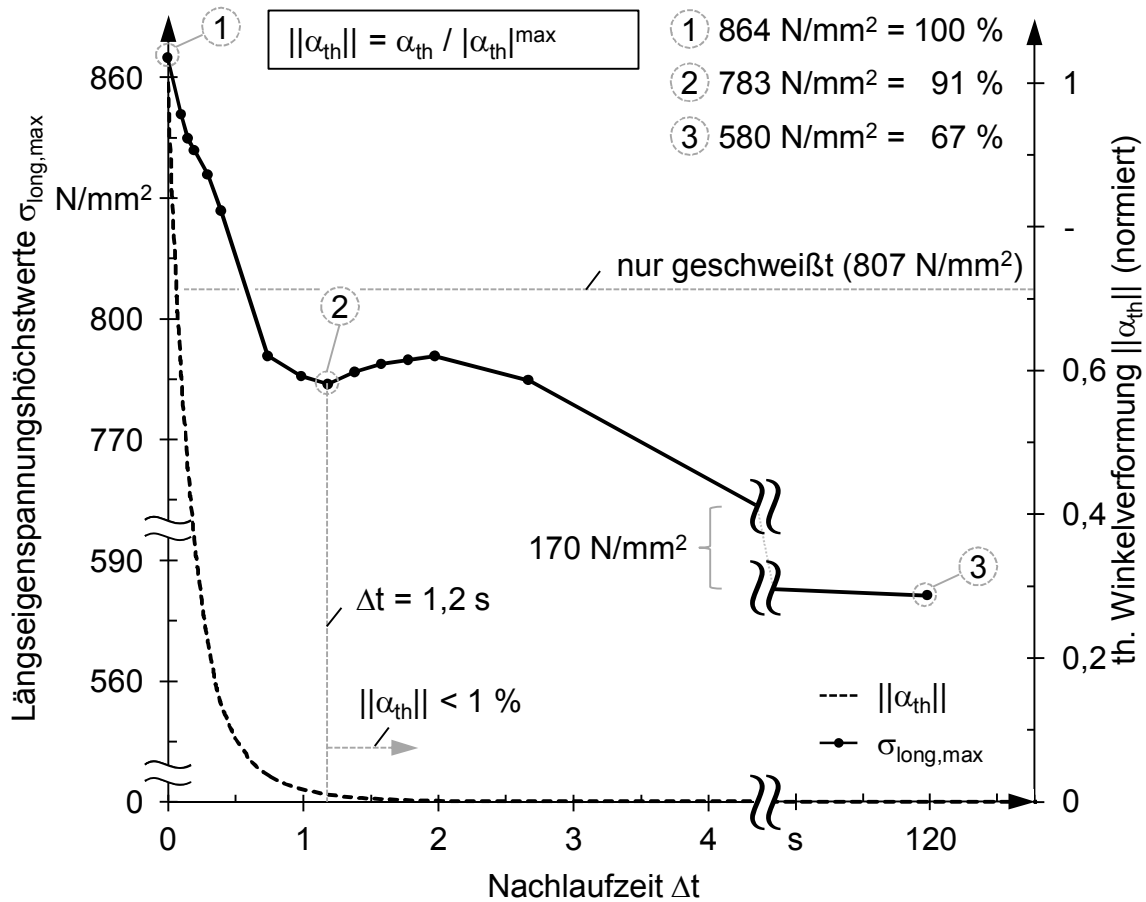


Abbildung 73: Mittels der FEM ermittelter Zusammenhang zwischen der thermischen Winkelverformung und den finalen Längseigenspannungshöchstwerten in Abhängigkeit der Nachlaufzeit des Kompensationswerkzeuges; die mit den Punkten 2 und 3 korrelierenden Nachlaufzeiten werden bei Anwendung der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Kompensationskriterien (gezielt) identifiziert (→ Punkt 2 mittels $||\alpha_{th}|| \leq 1 \%$ und Punkt 3 mittels des Kriteriums „abgekühlter Bauteilzustand“).

Das mit der Ziffer 2 gekennzeichnete lokale Minimum korreliert mit dem globalen Minimum im Verlauf der transversalen Eigenspannungshöchstwerte (s. Abbildung 72 unten, S. 170). Dafür ursächlich ist derselbe Effekt, der für die Reduktion der Quereigenspannungen genutzt wird (s. Unterkap. 8.3, S. 113 f.). Auf diese Weise lässt sich der Längseigenspannungshöchstwert um 9 % gegenüber dem Maximum in Punkt 1 reduzieren.

Kurz nach $\Delta t = 1,2 \text{ s}$ kommt der eigentliche Mechanismus für die Reduktion der Längseigenspannungen zum Tragen: die mechanische Überlastung. Durch die Superposition von Eigenspannungen und kompensationsbedingten Lastspannungen

gelangen zusätzliche Werkstoffbereiche über die Fließgrenze. Die Verteilung von plastischen Dehnungen wird homogenisiert. Das Resultat ist ein erniedrigter Eigenspannungszustand.¹⁵⁹ Dabei ist der Reduktionseffekt umso größer, je mehr und je weiter die Eigenspannungen bereits vor der Überlastung an die Fließgrenze heranreichen. Folglich sind es die späten Kompensationszeitpunkte, die den größten Erfolg bei der Reduktion longitudinaler Eigenspannungen bewirken, denn sie wachsen mit voranschreitender Bauteilabkühlung an (s. Anhang A10, S. 206). Unter Ausnutzung dieses Mechanismus lassen sich die Längseigenspannungshöchstwerte um 33 % gegenüber dem Maximum (Punkt 1) und um 28 % gegenüber dem ausschließlich geschweißten Bauteilzustand reduzieren.

11.4.2.4 Kombination der Reduktionsmechanismen

Aus den drei zuvor diskutierten Diagrammen geht hervor, dass es vor beanspruchungsbezogenem Hintergrund zwei interessante Kompensationszeitpunkte gibt: Einen, der sich auf den Beanspruchungszustand hinsichtlich seiner transversalen Komponente optimal verträglich auswirkt, und einen, der für den Abbau longitudinaler Eigenspannungen maximal effektiv ist. Um beide Effekte nutzen zu können, wird der Verzugsausgleich in zwei Phasen durchgeführt. Wie bereits in Unterkapitel 8.4 (S. 114) erwähnt, lässt sich ein optimales (Gesamt-)Ergebnis erreichen, wenn die Last in der ersten Phase ($\Delta t = 1,2 \text{ s}$) auf 70 % der Kraft reduziert wird, die für eine Kompensation aufzubringen wäre. Der (vollständige) Verzugsausgleich erfolgt in der zweiten Phase ($\Delta t = 120 \text{ s}$).

Um den kombinierten Effekt auf den Beanspruchungszustand bewerten zu können, werden nachfolgend die Vergleichs(eigen)spannungen (nach v. Mises) betrachtet. Sie geben Aufschluss über den dreiachsigen Spannungszustand (s. Abbildung 74, S. 174). Die Vergleichs(eigen)spannungen werden über die Bauteilhöhe in der Symmetrieebene betrachtet. Dort liegt im Bauteilschwerpunkt das globale Vergleichs(eigen)spannungsmaximum¹⁶⁰. Um das Reduktionspotenzial der Methode aufzuzeigen, ist der Beanspruchungszustand des ausschließlich geschweißten Bauteiles ebenfalls aufgetragen. Der Vergleich zeigt, dass sich durch den Einsatz der beiden Reduktionsmechanismen die Eigenspannungen signifikant verringern lassen.

¹⁵⁹ Die Ursache für Eigenspannungen sind inhomogen im Bauteil verteilte plastische Dehnungen [DILGER 2004, S. 6].

¹⁶⁰ $\sigma_{V,Mises,max} = 708 \text{ N/mm}^2$ im ausschließlich geschweißten Zustand, d. h. verzugsbehaftet, und $\sigma_{V,Mises,max} = 583 \text{ N/mm}^2$ nach Kompensation in zwei Phasen

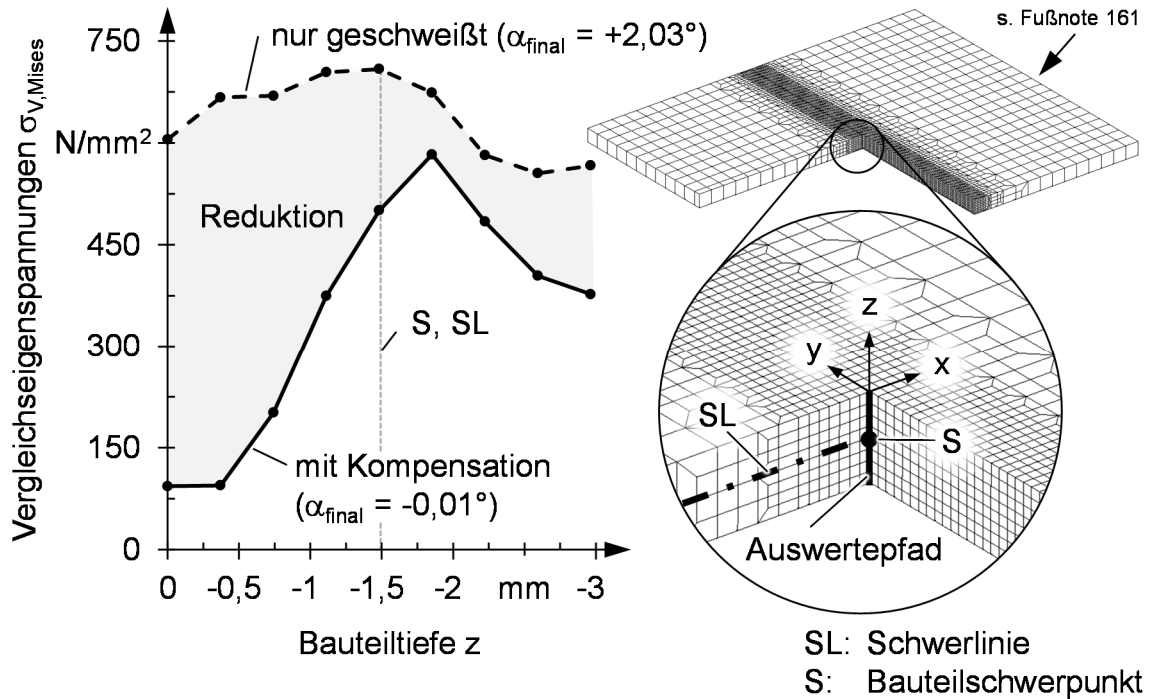


Abbildung 74: Mittels der FEM berechneter Effekt der kombinierten Reduktionsmechanismen auf den Vergleichs(eigen)spannungszustand (v. Mises)

Insbesondere die risskritischen Beanspruchungen an der Nahtoberfläche sind herabgesetzt, was auf den kombinierten Reduktionseffekt zurückzuführen ist. Hierüber gibt Abbildung 75 (S. 175) Aufschluss. Das linke Diagramm gibt den in Abbildung 74 gezeigten Eigenspannungsabbau prozentual wieder. Es verdeutlicht das hohe Reduktionspotenzial an der Nahtoberfläche. Dass dies erst durch die Kombination der beiden Mechanismen zustande kommt, geht aus dem rechten Diagramm hervor. Darin sind zum einen die Graphen aus Abbildung 74 aufgetragen (schwarze Kurven). Zum anderen ist das Ergebnis einer Kompensation gezeigt, bei der allein der Mechanismus zur Reduktion der Längseigenstresspannungen genutzt wurde. Zwar lassen sich so die Vergleichs(eigen)spannungen in den tieferen Bauteilschichten ($z = -0,74 \dots -2,59$ mm) bis um das 1,7-Fache weiter erniedrigen, jedoch steigen sie dafür an den Oberflächen wieder an – auf der Nahtseite ($z = 0$) um das 4,4-Fache. Dies lässt sich wie folgt erklären.

¹⁶¹ Es ist lediglich zur Orientierung des Lesers ein (geschnittenes) Vollmodell gezeigt. Die Berechnungen erfolgten mit einem Symmetriemodell.

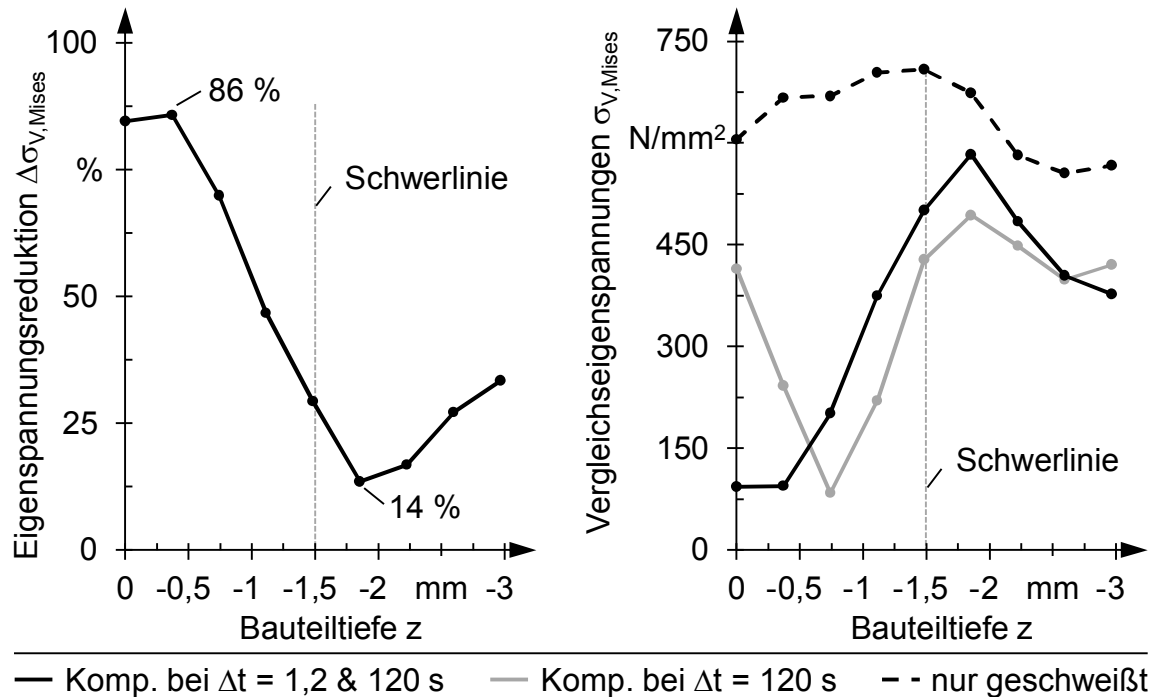


Abbildung 75: Mittels der FEM berechneter Effekt der Reduktionsmechanismen auf den Beanspruchungszustand; links: prozentualer Reduktionserfolg nach Kompensation in zwei Phasen; rechts: Vergleich der (Absolut-)Auswirkungen einer Kompensation in zwei Phasen (schwarze Volllinie) mit einem Verzugsausgleich innerhalb einer Phase (graue Volllinie)

Die Längseigenspannungen sind hier (und i. A.)¹⁶² die dominierende Komponente im mehrachsigen Beanspruchungszustand. Dementsprechend stark wirkt sich deren Abbau auf die Vergleichs(eigen)spannungen aus und dementsprechend groß ist der Einfluss des Over-Stressing-Mechanismus darauf. Werden beide Reduktionsmechanismen in Kombination eingesetzt, ist nach der ersten Phase ein Teil der Kompensation geleistet. Damit ist dem Over-Stressing-Mechanismus auch ein Teil von seinem Reduktionspotenzial genommen. Es kommt zu einem Anstieg der Vergleichs(eigen)spannungen – allerdings nur in den tieferen Bauteilschichten. An der Nahtoberfläche wirkt sich verstärkt der vorausgehende Mechanismus zur Reduktion der Quereigenspannungen aus. Wie in Abschnitt 8.2.3 (S. 107 ff.) erklärt, werden dabei die Ausgleichsverformungen unter Ausnutzung der (noch) erniedrigten Fließgrenze eingebracht¹⁶³ (vgl. Abbildung 49, S. 110). Weil der hierfür genutzte Stre-

¹⁶² s. Abbildung 9 (S. 19)

¹⁶³ ohne dass es zu einer Dehnungslokalisation kommt

ckeffekt auf einer biegeartigen Belastung beruht (vgl. Abbildung 51 unten rechts, S. 120), nimmt die Wirkung umso mehr ab, je weiter sich der Schwerlinie genähert wird und umgekehrt. Vor diesem Hintergrund ist nachvollziehbar, weshalb sich der Effekt des Mechanismus zur Reduktion der Quereigenspannungen auf den oberflächennahen Bereich beschränkt. Der dadurch verursachte leicht erhöhte Beanspruchungszustand in den tieferen Bauteilschichten kann toleriert werden, da dieser weniger risikritisch ist als eine Eigenspannungskonzentration an der Oberfläche.

Bei Bewertung dieser Ergebnisse ist sich vor Augen zu halten, dass nicht nur hinsichtlich der Eigenspannungen ein signifikantes Reduktionsergebnis erzielt wurde. Das Bauteil ist auch nahezu winkel- und biegeverzugsfrei, wie nachfolgend gezeigt.

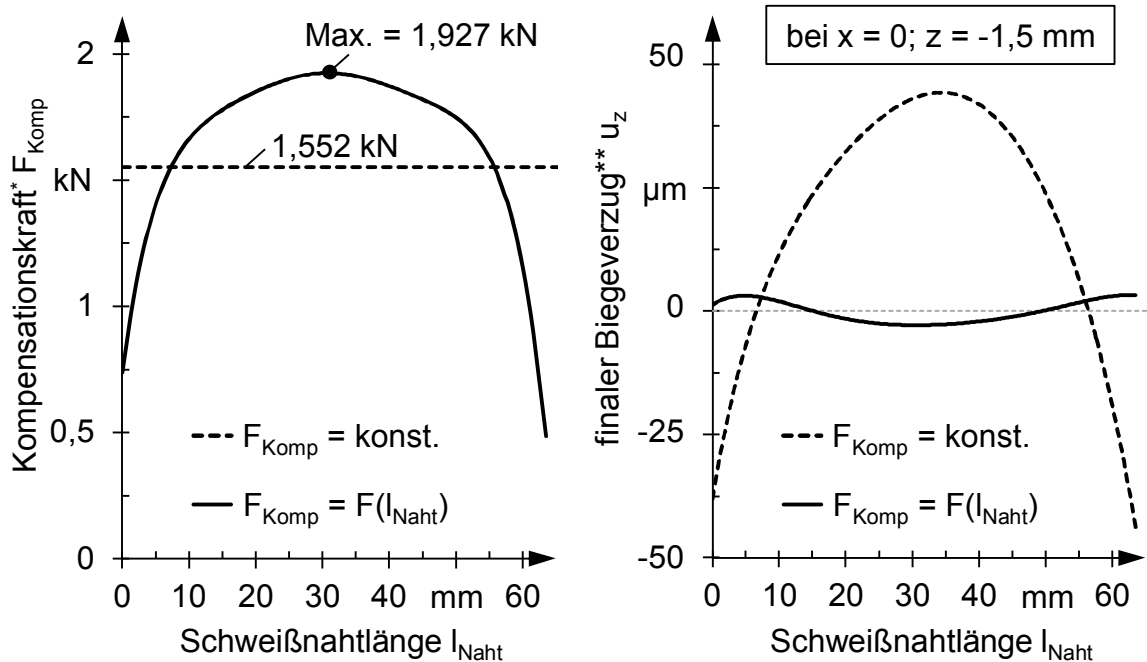
11.4.3 Bestimmung der Kompensationslast

Die Leistungsfähigkeit des Kompensationsalgorithmus spiegelt sich neben dem reduzierten Beanspruchungszustand auch im Verformungsergebnis wider. Bei korrekt berechneter Last muss der finale Bauteilzustand nahezu winkel- und biegeverzugsfrei sein. Abbildung 76 (S. 177) gibt hierüber Aufschluss. Für den Nachweis, dass die Kompensationsroutine die für den Verzugsausgleich erforderliche Lasttrajektorie korrekt berechnet, kann der Verzugsausgleich vollständig innerhalb einer Phase durchgeführt werden (anstatt in zwei¹⁶⁴). Dies hat den Vorteil, dass sich mit Blick auf die Diagramme in Abbildung 76 (S. 177) den beiden Kompensationsergebnissen auf der rechten Seite jeweils (nur) eine Lasttrajektorie auf der linken Seite zuordnen lässt. Es stellt sich somit in beiden Fällen (Voll-/Strichlinie) ein eindeutiger Ursache-Wirkungs-Zusammenhang dar, der im Nachfolgenden weiter erläutert und diskutiert werden soll. Zunächst sei das Augenmerk auf das linke Diagramm gerichtet. Es bildet die Kompensationskraft über dem Kompensationspfad¹⁶⁵ ab. Um zu verdeutlichen, was die Routine leistet, wurde im Rahmen eines iterativen Vorgehens eine konstante Kraft manuell ermittelt (Strichlinie), die ebenfalls ein annähernd winkelverzugsfreies Ergebnis herstellt ($\alpha_{final} = 0,07^\circ$)¹⁶⁶. Die Kraft wurde über dem Kompensationspfad deshalb konstant belassen, weil eine nicht-automatisierte Anpassung der Last an die lokalen Steifigkeitsunterschiede und variierenden Kompensationserfordernisse in hohen manuellen Aufwänden resultieren würde. Ihr gegenübergestellt ist die von der Kompensationsroutine ermittelte Tra-

¹⁶⁴ s. Unterkap. 8.4 (S. 114)

¹⁶⁵ entspricht der Schweißnaht

¹⁶⁶ Der zu beseitigende Winkelverzug beträgt $\Delta\alpha = 2,03^\circ$ (s. Abbildung 70, S. 165).



* bei einer Nachlaufzeit von $\Delta t = 1,2 \text{ s}$

** vgl. Abb. 22 rechts, S. 47

Abbildung 76: Mittels der FEM ermittelter Einfluss zweier Winkelverzugskompensationen mit unterschiedlichen Lasttrajektorien (links) auf den resultierenden Biegeverzug (rechts); die Lasttrajektorie mit konstanter Kraft (links, Strichlinie) wurde per Trial-and-Error-Vorgehensweise mittels mehrerer Simulationen bestimmt; die Lasttrajektorie mit variierender Kraft (links, Volllinie) wurde von dem in dieser Arbeit entwickelten Kompensationsalgorithmus innerhalb einer Simulation automatisch generiert.

jektorie (Volllinie). Sie wurde an jeder Stelle entlang des Kompensationspfades an die querschnittsbezogenen Bedingungen angepasst. Während bei dem manuellen Vorgehen eine Vielzahl von Simulationen notwendig war, um sich dem winkelverzugsfreien Zustand anzunähern, bewerkstelligte die Routine dies innerhalb eines Durchlaufes ($\alpha_{\text{final}} = 0,03^\circ$)¹⁶⁶. Darüber hinaus gelang es ihr, durch die fortlaufende Lastanpassung ein nahezu biegeverzugsfreies¹⁶⁷ Ergebnis herbeizuführen (Abbildung 76 rechts). Gegenüber der Kompensation mit konstanter Kraft ist der (resultierende) Biegeverzug um 91% ¹⁶⁸ reduziert.

¹⁶⁷ Der Biegeverzug wurde in der Symmetrieebene ($x = 0$) auf mittlerer Bauteilhöhe ($z = -1,5 \text{ mm}$) entlang der Schweißnaht (y -Achse) bestimmt (s. Abbildung 66, S. 158).

¹⁶⁸ $u_{z,\text{red}} = [1 - (u_{z,F(l),\text{max}} - u_{z,F(l),\text{min}}) / (u_{z,\text{konst},\text{max}} - u_{z,\text{konst},\text{min}})] \cdot 100 \%$

Diese Ergebnisse zeigen, dass der Algorithmus und die ihm zugrundeliegenden Gleichungen (s. Gl. (7.24), S. 90; Gl. (9.3), S. 128) ihren Zweck erfüllen.

11.5 Fazit

In diesem Kapitel wurde anhand eines validierten FE-Modells bestätigt, dass sich mittels der Methodik der vorliegenden Arbeit sowohl die schweißbedingten Eigenstressen als auch der Winkel- und Biegeverzug signifikant reduzieren lassen. Wesentlich war dabei zu zeigen, dass sich die erforderlichen bzw. optimalen Kompensationsparameter (Andrückkraft und Nachlaufzeit) mittels des hier vorgestellten Algorithmus automatisiert bestimmen lassen. Dies konnte in den beiden vorangehenden Abschnitten nachgewiesen werden. Vor diesem Hintergrund lassen sich auch die Aussagen zur dehnungsbasierten Berechnung der thermo-elastoplastischen Winkelverformung sowie ihrer Anteile für gültig erklären, da darauf der Algorithmus basiert.

12 Zusammenfassung und Ausblick

12.1 Zusammenfassung

Im technischen Sinne ist *Verzug* die *fertigungsbedingte Abweichung von einer Form- und Maßvorgabe*. Insbesondere bei den thermischen Fügeverfahren tritt diese Genauigkeitseinschränkung in problematischer Ausprägung auf. Dafür ursächlich sind die exzessiven Wärmedehnungen, die den Werkstoff plastisch verzerren und das Bauteil bleibend verformen. Daher können für Produkte mit hohen Genauigkeitsanforderungen und ohne anschließende Nachbearbeitung die vielfältigen Vorteile des Schweißens als Verbindungstechnologie nicht genutzt werden, zumal das thermisch bedingte Eigenspannungsproblem hinzukommt. Insbesondere die Schmelzschweißverfahren verursachen zum Teil Beanspruchungszustände, die kritisch für den (makroskopischen) Werkstoffzusammenhalt sind. Um dennoch die Potenziale des Schweißens nutzen zu können, kommt der Entwicklung von Gegenmaßnahmen eine hohe Bedeutung zu. Zweck der *Reduktionsverfahren* ist es, das schweißbedingte Verzugs- und Eigenspannungsproblem weitestmöglich zu lösen. Die Schwierigkeit resultiert aus der wechselseitigen Beeinflussung der beiden strukturellen Phänomene. Die Vermeidung von Verzug ruft zusätzliche Eigenspannungen hervor und umgekehrt. Diesen Zusammenhang dahingehend aufzulösen, dass sich beide Störgrößen zusammen reduzieren lassen, ist aktuell wissenschaftliches Bestreben.

Die derzeit existierenden Reduktionsmethoden weisen neben einer unbefriedigenden Leistungsfähigkeit¹⁶⁹ und verfahrensspezifischen Nachteilen einen gemeinsamen Schwachpunkt auf: Zur Auslegung der Verfahrensparameter erfordern sie die intensive Einbeziehung des Anwenders. Für letzteren bedeutet dies ein aufwendiges manuelles Annäherungsvorgehen, da die Zusammenhänge zwischen einer Parameteränderung und der daraus resultierenden Strukturbeeinflussung komplex und formelmäßig nicht beschrieben sind. Lösungen für ein automatisiertes Auffinden optimaler Einstellungen existieren derzeit nicht. Insbesondere für die Reduktionsmethoden, die auf einem thermischen Wirkprinzip beruhen, erweist sich dies als Problem. Weil sich der Wärmehaushalt des Bauteiles aufgrund des Schweiß- und des thermischen Kompensationsprozesses stetig ändert, erfordert das Verfahren eine

¹⁶⁹ bezogen auf den Wirkungsgrad des Verfahrens (Verhältnis von Aufwand zur Umsetzung und Anwendung der Maßnahme zu maß- und strukturbezogenem Erfolg im Fertigungsergebnis).

fortwährende diffizile Anpassung seiner Parameter an das Superpositionsergebnis im Temperaturfeld. Das Risiko besteht darin, dass falsche Einstellungen nicht nur in einer verminderten Leistungsfähigkeit des Verfahrens resultieren. Sie können auch einen gegensätzlichen Effekt bewirken, bei dem sich – gegenüber dem ausschließlich geschweißten Bauteilzustand – die Lebensdauer verkürzt und die Verzugssituation verschlechtert.

Die vorliegende Arbeit greift die geschilderte Problematik auf und bietet hierfür ein ganzheitliches Lösungskonzept. Es wird ein leistungsstarkes Reduktionsverfahren vorgestellt, welches die Auslegung seiner Parameterwerte selbstständig vornimmt. Der verfahrenstechnische Innovationscharakter liegt in dem Kompensationskonzept. Dieses sieht eine bauteillokale Einflussnahme auf die Verzugs- und die Eigenspannungssituation vor. Hierbei werden besondere thermomechanische Strukturgegebenheiten abgewartet und dann vorteilhaft für den finalen Beanspruchungszustand ausgenutzt. Die zeitvariante Verteilung der Wärmedehnungen am jeweils betrachteten Ort und das korrespondierende Niveau der Fließgrenze entscheiden maßgeblich darüber, wie sich eine Verzugskompensation auf den residualen Eigenspannungszustand auswirkt. Dabei erweist sich mit Blick auf das Ziel, minimale Eigenspannungen zu erreichen, eine bestimmte Wärmedehnungs-Fließgrenzen-Konstellation als optimal für den Verzugsausgleich. Innerhalb dieser Arbeit werden die Grundlagen geschaffen, mittels derer sich diese Zeitpunkte bzw. Orte gezielt auffinden lassen. Durch das lokale Wirkprinzip des hier entwickelten Reduktionsverfahrens ist es sodann möglich, den Kompensationseinfluss stark auf das identifizierte Strukturgebiet zu fokussieren. Weil hierbei die in das Bauteil eingebrachte Schweißprozesswärme synergetisch für den Verzugsausgleich (mit-)genutzt wird, erweist sich das mechanische Verfahren als besonders energieeffizient.

Das volle Reduktions-¹⁷⁰ und Effizienzpotenzial¹⁷¹ der hier beschriebenen Maßnahme wird durch den Einsatz rechnergestützter Methoden ausgeschöpft. Sie stellen das Auffinden optimaler Parameterwerte für das Reduktionsverfahren sicher. Auf Basis eines FE-Simulationsmodells ermittelt eine Routine automatisiert die bestmöglichen Einstellungen. Hierzu interagiert sie mit der Struktursimulation, die den Schweiß- und Kompensationsvorgang abbildet. Das Auffinden der optimalen Werte gelingt der Routine, weil ihr die Zusammenhänge zwischen der thermomechanischen Struktursituation, dem elastoplastischen Kompensationseinfluss und dem zu

¹⁷⁰ bezogen auf die schweißbedingte Verzugs- und Eigenspannungssituation

¹⁷¹ s. Fußnote 169 (S. 179)

erwartenden Verzugs- und Eigenspannungsergebnis zugrunde liegen. Anhand von darauf aufbauenden Kriterien orientiert sich die Routine zielgerichtet und stellt innerhalb der Simulation den beanspruchungsoptimalen Verzugsausgleich her. Der Anwender bleibt dabei außen vor. Das Simulationsergebnis ist eine Lasttrajektorie, die dem realen System zur Steuerung des Kompensationsprozesses vorgegeben wird. Die Leistungsfähigkeit der hier vorgestellten Berechnungsmethoden wurde anhand einer Gegenüberstellung von Simulation und Realversuch aufgezeigt. Das zugrunde gelegte Szenario beinhaltete eine Laserstrahlschweißung, die bei einem blechförmigen Stahlbauteil maximalen Winkelverzug hervorrief. Mit unterschiedlichen zeitlichen Abständen zur vorausseilenden Schweißwärmequelle folgte das Kompensationswerkzeug, wobei es auf das Bauteil einwirkte und es so bei seiner (transienten) Verzugsentwicklung beeinflusste. Bei stets identischem Belastungsprofil kam es in Abhängigkeit des Abstandes zu stark unterschiedlichen (finalen) Verzugsergebnissen¹⁷². Diese zeitabhängigen Zusammenhänge zwischen *Belastung* und *Verformungsergebnis* wurden von der Simulation korrekt wiedergegeben. Das erlaubte es, valide Aussagen zu den im Anschluss durchgeführten numerischen Kompensationsuntersuchungen zu treffen. Neben einer erfolgreichen Neutralisation von Winkel- und Biegeverzug zeigte sich im Ergebnis gegenüber dem ausschließlich geschweißten Zustand, dass sich unter Anwendung der hier beschriebenen Vorgehensweise die Eigenspannungen signifikant reduzieren lassen (um bis zu 86 %) ¹⁷³.

12.2 Ausblick

Mit der hier dargestellten praktischen Verfahrensumsetzung ist das Potenzial der Methodik dieser Arbeit nicht ausgeschöpft. Gemäß dem zugrundeliegenden Prinzip, *den Verzug in seiner Entwicklung weitestmöglich nicht zu behindern, um ihn zu späteren Zeitpunkten strukturverträglich zu kompensieren*, lässt sich ein wesentlicher Reduktionseffekt noch verstärken. Der Widerstand, der sich den Wärmedehnungen entgegenstellt und für das Entstehen von Eigenspannungen ursächlich ist, ließe sich weiter reduzieren, wenn die schweißbedingten Verformungen in ihrer Entwicklung (aktiv) forciert würden. Dem thermischen Expansionsdruck wäre so weiter nachgegeben. Dies könnte ein ansteuerbares Werkstückträgersystem realisieren, welches seine Spannkraft in Abhängigkeit der Berechnungsvorgaben dyna-

¹⁷² bis um den Faktor 4,6 (s. Abbildung 70, S. 165)

¹⁷³ s. Abbildung 74, S. 174; Abbildung 75, S. 175

misch aufbringt. Hierbei würde das Bauteil nicht nur gelagert und gespannt, sondern darüber hinaus gezielt verformt werden.

Überdies ließen sich weitere (sekundäre) Andrückrollen hinzunehmen, um den hier beabsichtigten Durchbiegungseffekt des Bauteiles noch stärker auf den zu relaxierenden Schweißnahtbereich zu fokussieren. Abbildung 77 zeigt, wie die Rollen hierfür anzuordnen wären.

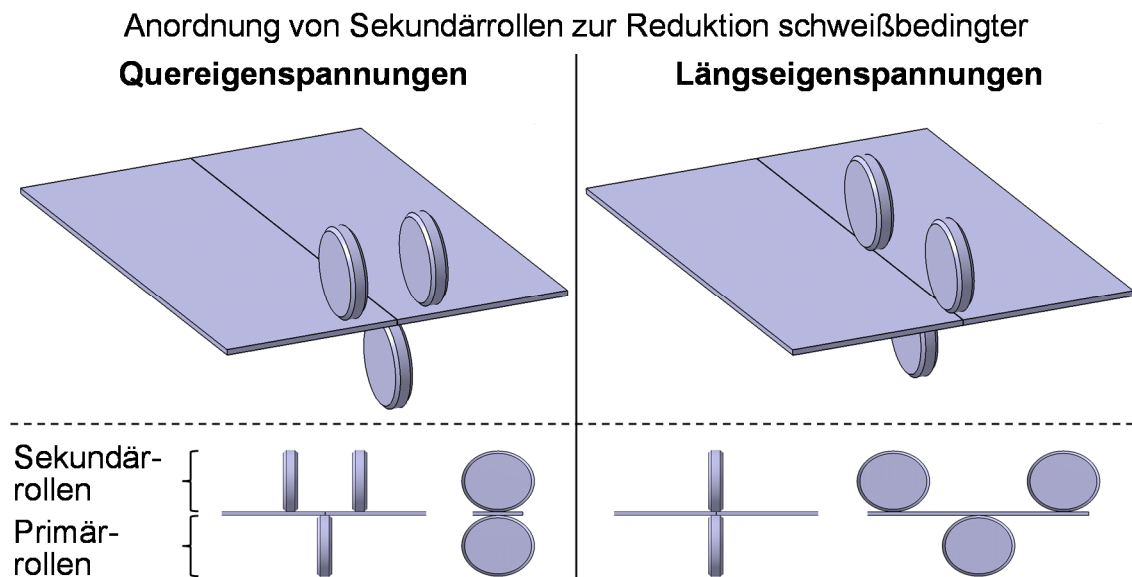


Abbildung 77: Hinzunahme von sekundären Andrückrollen zur Steigerung der Effektivität bei der Reduktion transversaler (links) und longitudinaler (rechts) Schweiß eigenspannungen

Insbesondere der *mechanische (Über-)Streckeffekt*, mittels dessen hier die dominierenden Längseigenspannungen abgebaut werden, ließe sich durch die rechte Anordnung verstärken, ohne dass es zu einer Überkompensation käme. Erste im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Simulationen bestätigen den positiven Effekt auf den Beanspruchungszustand. Vor diesem Hintergrund erscheint es lohnenswert, die genannten Verfahrenspotenziale weitergehend zu untersuchen.

Literaturverzeichnis

ARAVAS 1991

Aravas, N.; Aifantis, E.: On the geometry of slip and spin in finite plastic deformation. In: *International Journal of Plasticity* 7 (1991) 3, S. 141–160.

ALI 2007

Ali, A.; An, X.; Rodopoulos, C. A.; Brown, M. W.; O'Hara, P.; Levers, A.; Gardiner, S.: The effect of controlled shot peening on the fatigue behaviour of 2024-T3 aluminium friction stir welds. *International Journal of Fatigue* 29 (2007) 8, S. 1531–1545.

ALTENKIRCH 2009A

Altenkirch, J.; Steuer, A.; Withers, P.; Williams, S. W.; Poad, M.; Wen, S. W.: Residual stress engineering in friction stir welds by roller tensioning. *Science and Technology of Welding and Joining* 14 (2009) 2, S. 185–192.

ALTENKIRCH 2009B

Altenkirch, J.: *Stress Engineering of Friction Stir Welding: Measurement and Control of Welding Residual Stresses*. Diss. University of Manchester (2009). Manchester, England.

BÖRJESSON 2001

Börjesson, L.; Lindgren, L. E.: Simulation of multipass welding with simultaneous computation of material properties. *Journal of Engineering Materials and Technology (ASME)* 123 (2001) 1, S. 106–111.

COULES 2011

Coules, H. E.; Cozzolino, L. D.; Colegrove, P.; Wen, S. W.: The Effect of Pre-Weld Rolling on Distortion and Residual Stress in Fusion Welded Steel Plate. *Materials Science Forum* 681 (2011) o. Nr., S. 486–491.

COULES 2012

Coules, H. E.: *Characterising the effects of high-pressure rolling on residual stress in structural steel welds*. Diss. Cranfield University (2012). Cranfield, Vereinigtes Königreich.

CONRARDY 1997

Conrardy, C.; Dull, R.: Control of distortion in thin ship panels. *Journal of Ship Production* 13 (1997) 2, S. 85–92.

CONRARDY 2006

Conrardy, C.; Huang, T. D.; Harwig, D.; Dong, P.; Kvidahl, L.; Evans, N.; Treaster, A.: Practical welding techniques to minimize distortion in light-weight ship structures. *Journal of Ship Production* 22 (2006) 4, S. 239–247.

COZZOLINO 2011

Cozzolino, L. D.; Coules, H. E.; Colegrove, P. A.; Wen, S. W.: Modelling distortion reduction on pre- and post-weld rolled gas metal arc welded plates. *International Workshop on Thermal Forming and Welding Distortion*, 06./07.04.2011 Bremen, S. 169–179.

DAUB 2012

Daub, R.: Erhöhung der Nahttiefe beim Laserstrahl-Wärmeleitungsschweißen von Stählen. Diss. Technische Universität München (2012). München: Utz, Wiss. 2012. ISBN 978-3-8316-4199-4.

DEO 2003

Deo, M. V.; Michaleris, P.: Mitigation of welding induced buckling distortion using transient thermal tensioning. *Science and Technology of Welding & Joining* 8 (2003) 1, S. 49–54.

DILGER 2004

Dilger, K.; Wohlfahrt, H.: Eigenspannungen in Schweißverbindungen – ihre Entstehung und Bewertung. DVS-Seminar. Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e. V., Institut für Füge- und Schweißtechnik. Braunschweig, 08.11.2004.

DILTHEY 1995

Dilthey, U.: *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2: Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen*. VDI-Verlag, 1995, ISBN: 3184013995.

DILTHEY 2005

Dilthey, U.: Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2: Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag 2005, ISBN: 3-540-21674-X.

DIN EN ISO 17025

DIN EN ISO 17025, Allgemeine Anforderungen an die Kompetenz von Prüf- und Kalibrierlaboratorien (2000).

EVANS 2005

Evans, A.; Kim, S. B.; Shackleton, J.; Bruno, G.; Preuss, M.; Withers, P. J.: Relaxation of residual stress in shot peened Udimet 720Li under high temperature isothermal fatigue. *International Journal of Fatigue* 27 (2005) 10–12, S. 1530–1534.

GOLDAK 1995

Goldak, J.; Gu, M.: Computational Weld Mechanics of the Steady State. In: Cerjak, H. (Hrsg.); Bhadeshia, H. K. D. H. (Hrsg.): *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 2* (1995). The Institute of Materials, London, England, 1995, S. 207–225.

GOVINDJEE 2008

Govindjee, S.: Mechanik II – Vorlesungsskript. ETH Zürich. Bezogen von <https://www.mitschriften.ethz.ch/main.php?page=3&scrid=1&pid=11&eid=1>

GROSS 2009

Gross, D.; Hauger, W.; Schröder, J.; Wall, W. A.: Technische Mechanik – Band 2: Elastostatik. 10. Auflage. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag 2009, ISBN: 3-540-21674.

GUAN 1987

Guan, Q.; Brown, K. W.; Guo, D.; Cao, J.; Li, C.; Shao, Y.; Liu, J.: Method and Apparatus for Low Stress No-Distortion welding of thin-walled structural elements. Patentschrift, Anmeldenummer: CN1987100959 19870228, 1987.

GUAN 1994

Guan, Q.; Zhang, C. X.; Guo, L.: Dynamic Control of Welding Distortion by Moving Spot Heat Sink. *Welding in the World* 33 (1994) 4, S. 308–313.

GUAN 2005

Guan, Q.; Li, J.: Mechanism of Localized Thermal Tensioning Effect in Preventing Buckling Distortions of Thin-Walled Structures. *Materials Science & Technology* 6 (2005) o. Nr., Pittsburgh, PA, USA, 25.09.2005, S. 2754–2765.

HAMMERSLEY 2000

Hammersley, G.; Hackel, L. A.; Harris, F.: Surface pre-stressing to improve fatigue strength of components by laser shot peening. *Optics and Lasers in Engineering* 34 (2000) 4–6, S. 327–337.

HAN 2002

Han, M. S.: Fundamental Studies on Welding-Induced Distortion in Thin Plates. Diss. The Ohio State University (2002). Columbus, OH, USA.

HANSEN 2003

Hansen, J. L.: Numerical Modelling of Welding Induced Stresses. Diss. Technical University of Denmark, Lyngby (2003). Lyngby: Department of Manufacturing Engineering and Management 2003. ISBN: 87-90855-52-3.

HATAMLEH 2007

Hatamleh, O.; Lyons, J.; Forman, R.: Laser and shot peening effects on fatigue crack growth in friction stir welded 7075-T7351 aluminum alloy joints. *International Journal of Fatigue* 29 (2007) 1, S. 421–431.

HILBINGER 1995

Hilbinger, R. M.; Mayer, S.; Körner, C.; Bergmann, H. W.: Eigenspannungen beim Laserstrahlschweißen verschiedener Baustähle. *Härtereitechnische Mitteilungen* 50 (1995) 6, S. 380–388.

Ho 1972

Ho, D.: The influence of imperfections on systems with coincident buckling loads. *International Journal of Non-Linear Mechanics* 7 (1972) 3, S. 311–321.

HORNFECK 2008

Hornfeck, T.: Laserstrahlbiegen komplexer Aluminiumstrukturen für Anwendungen in der Luftfahrtindustrie. Diss. Technische Universität München (2008). München: Utz, Wiss. 2008. ISBN 978-3-8316-0826-3.

HU 2004

Hu, Z. M.; Blackwell, P.; Brooks, J. W.: Residual Stresses in Friction Stir Welding. 17th ABAQUS Users' Conference. Boston, MA, USA, 25.–27.05.2004, S. 347–358.

HUANG 2006

Huang, T. D.; Keene, W. P.; Kvidahl, L. G.; Conrardy, C.; Dong, P.; DeCan, L.: Distortion Mitigation Techniques for Lightweight Ship Structure Fabrication. 2006 SNAME Maritime Technology Conference & Expo and Ship Production Symposium. Fort Lauderdale, FL, USA, 10.–13.10.2006.

KANNENGIEßER 2000

Kannengießer, T.: Untersuchungen zur Entstehung schweißbedingter Spannungen und Verformungen bei variablen Einspannbedingungen im Bauteilschweißversuch. Diss. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg (2000). Aachen: Shaker 2000. ISBN: 3-8265-8008-7.

KOBAYASHI 1943

Kobayashi, H.; Onoue, H.: Brittle fracture of Liberty Ships. Failure Knowledge Database / 100 Selected Cases. Corvallis, OR, USA, März 1943.

KURKIN 1980

Kurkin, S. A.; Anufriev, V. I.; Milekhin, E. S.: Improving the Mechanical Properties of Welded Joints in the AMg6 Alloy by Plastic Deformation During Arc Welding. *Welding Production* 27 (1980) 3, S. 20–24.

KURKIN 1984

Kurkin, S. A.; Anufriev, V. I.; Baumana, N. E.: Preventing Distortion of Welded Thin-Walled Members of AMg6 and 1201 Aluminum Alloys by Rolling the Weld With a Roller Behind the Welding Arc. *Welding Production* 31 (1984) 10, S. 52–55.

ISSLER 2003

Issler, L.; Häfele, P.: *Festigkeitslehre: Grundlagen*. Ausgabe 2. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag 2003, ISBN-10: 3-540-40705-7.

LI 2004

Li, J.; Guan, Q.; Shi, Y. W.; Guo, D. L.: Stress and Distortion Mitigation Technique for Welding Titanium Alloy Thin Sheet. *Science and Technology of Welding & Joining* 9 (2004) 5, S. 451–458.

LI 2005

Li, J.: Localized Thermal Tensioning Technique to Prevent Buckling Distortion. Report IIW Doc. X-1589-2005. International Institute of Welding (IIW) 2005.

LIU 1996

Liu, W.; Tian, X.; Zhang, X.: Preventing Hot Cracking by Synchronous Rolling during Welding. *Welding Research Supplement* 75 (1996) 9, S. 297–304.

JAMES 2007

James, M. N.; Hughes, D. J.; Chen, Z.; Lombard, H.; Hattingh, D. G.; Asquith, D.; Yates, J. R.; Webster, P. J.: Residual stresses and fatigue performance. *Engineering Failure Analysis* 14 (2007) 2, S. 384–395.

JUNG 2003

Jung, G.: Plasticity-Based Distortion Analysis for Fillet Welded Thin Plate T-Joints. Diss. The Ohio State University (2003). Columbus, OH, USA.

MASUBUCHI 1980

Masubuchi, K.: *Analysis of Welded Structures*. Pergamon Press Ltd. 1980, ISBN: 0080227147.

MIC 2005

Metal Improvement Company (MIC): Shot Peening Applications Guide (MIC Green Book). Ausgabe 9 (2005).

MICHALERIS 1997

Michaleris, P.; Sun, X.: Finite element analysis of thermal tensioning techniques mitigating weld buckling distortion. *Welding Journal* 76 (1997) 11, S. 451–457.

MICHALERIS 1999

Michaleris, P.; Dantzig, J.; Tortelli, D.: Minimization of Welding Residual Stress and Distortion in Large Structures. *Welding Journal* 78 (1999) 11, S. 361–366.

MICHALERIS 2006

Michaleris, P.; Zhang, L.; Bhide, S. R.; Marugabandhu, P.: Evaluation of 2D, 3D and Applied Plastic Strain Methods for Predicting Welding Distortion and Residual Stress. *Science and Technology of Joining and Welding* 11 (2006) 6, S. 707–717.

MOCHIZUKI 2007

Mochizuki, M.; Toyoda, M.: Weld distortion control during welding process with reverse-Side heating. *Journal of Engineering Materials and Technology-transactions of The ASME* 129 (2007) 2, S. 265–270.

MOLZEN 2000

Molzen, M. S.; Hornbach, D.: Evaluation of Welding Residual Stress Levels Through Shot Peening and Heat Treating. *International Off-Highway & Powerplant Congress & Exposition*. Milwaukee, WI, USA, 11.09.2000.

MOON 2002

Moon, M. W.; Chung, J. W.; Lee, K. R.; Wang, R.; Evans, A. G.: An experimental study of the influence of imperfections on the buckling of compressed thin films. *Acta Materialia* 50 (2002) 5, S. 1219–1227.

MSC.Software 2013

MSC Software Corporation (Hrsg.): *Marc & Mentat* (2013.1) – *Marc & Mentat Docs*.

N. N. 1997

N. N.: Technologievorsprung in der Antriebstechnik durch Leichtbau und innovative Produktionsprozesse. Forschungsantrag des VDMA ans BMBF im Rahmen des Ideenwettbewerbes für Leitprojekte zum Themenfeld „Innovative Produkte auf der Grundlage neuer Technologien“. Frankfurt, 1997.

NAGY 2012

Nagy, T.: Investigation of Thermal Techniques to Mitigate Buckling Distortion in Welded Panels. Diss. Cranfield University (2012). Cranfield, Vereinigtes Königreich.

PILIPENKO 2001

Pilipenko, A.: Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Diss. Norwegian University of Science and Technology (2001). Trondheim, Norwegen.

PRICE 2007

Price, D. A.; Williams; S. W.; Wescott, A.; Harrison, C. J. C.; Rezai, A.; Steuer, A.; Peel, M.; Staron, P.; Kocak, M.: Distortion control in welding by mechanical tensioning. *Science and Technology of Welding & Joining* 12 (2007) 7, S. 620–633.

QURESHI 2008

Qureshi, M. E.: Analysis Of Residual Stresses And Distortions In Circumferentially Welded Thin-Walled Cylinders. Diss. National University of Sciences & Technology (2008). Rawalpindi, Pakistan.

RADAJ 2002

Radaj, D.: Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen. Rechen- und Messverfahren. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und Verwandte Verfahren, DVS-Verlag 2002. ISBN: 3871551945.

RAJENDRAN 2011

Rajendran, P.; Sivakumar, V. R.; Gunaraj, V.; Vel Murugan, V.: Statistical Analysis on Angular Distortion of Welded Structural Steel Plates. *International Journal of Engineering Science and Technology (IJEST)* 3 (2011) 4, S. 3404–3421.

RAJU 2009

Raju, N.; Suresh, S.; Davidson Jebaseelan, D.; Ramakalyan, S.: Analysis of Angular Deformation in a Full Penetration Un-Symmetrical Tee Joint. *Manufacturing and Industrial Engineering* 8 (2009) 4, S. 58–61.

RANKIN 2003

Rankin, J. E.; Hill, M. R.; Hackel, L. A.: The effects of process variations on residual stress in laser peened 7049 T73 aluminum alloy. *Materials Science and Engineering A* 349 (2003) 1–2, S. 279–291.

RAPPE 1974

Rappe, H. A.: Betrachtungen zu Schweißbeigenspannungen – Schweißen und Schneiden 26 (1974) 2, S. 45–50.

RICHARDS 2006

Richards, D. G.; Prangnell, P. B.; Withers, P. J.; Williams, S. W.; Wescott, A.; Oliver, E. C.: FE Modelling of Mechanical Tensioning for Controlling Residual Stresses in Friction Stir Welds. *Materials Science Forum* 539–543 (2006) o. Nr., S. 4025–4030.

RICHARDS 2008A

Richards, D. G.; Prangnell, P. B.; Williams, S. W.; Withers, P. J.: Global Mechanical Tensioning for the Management of Residual Stresses in Welds. *Materials Science and Engineering A* 489 (2008) 1–2, S. 351–362.

RICHARDS 2008B

Richards, D. G.; Prangnell, P. B.; Withers, P. J.; Williams, S. W.; Nagy, T.; Morgan, S. A.: Simulation of the Effectiveness of Dynamic Cooling for Controlling Residual Stresses in Friction Stir Welds. 7th International Symposium on Friction Stir Welding. Awaji-shima, Japan, 20.–22.05.2008.

RICHARDS 2009

Richards, D. G.: Control of Residual Stresses in Welding Al Aerospace Alloys by Mechanical/Thermal Tensioning. Diss. University of Manchester (2009). Manchester, England.

ROGERS 1967

Rogers, H.: Theory of Recursive Functions and Effective Computability. McGraw-Hill Companies (1967). ISBN-10: 0-07-053522-1.

SADAT ALI 2012

Sadat Ali, M.; Rao, S.; Rao, N.: Modelling the effects of preheating on angular distortions in one sided fillet welds. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering 55 (2012) 2, S. 578–583.

SCHENK 2011

Schenk, T.: Modelling of Welding Distortion: The Influence of Clamping and Sequencing. Diss. Technische Universität Delft (2011). Delft, Niederlande.

SCHWENK 2007

Schwenk, C.: FE-Simulation des Schweißverzuges laserstrahlgeschweißter dünner Bleche. Diss. Technische Universität Berlin (2007). Berlin.

SEYYEDIAN-CHOOBI 2012

Seyyedean-Choobi, M.; Haghpanahi, M.; Sedighi, M.: Prediction of welding-induced angular distortions in thin butt-welded plates using artificial neural networks. Computational Materials Science 62 (2012) o. Nr., S. 152–159.

STARON 2004

Staron, P.; Kocak, M.; Williams, S. W.; Wescott, A.: Residual stress in friction stir-welded Al sheets. Physica B: Condensed Matter 350 (2004) 1–3 Supplement 1, S. 491–493.

STAUBACH 2006

Staubach, M.; Müller, R.; Jüttner, S.: Messung und Minimierung schweißtechnisch bedingter Verzüge an Profil-T-Stoßverbindungen. Schweißen und Schneiden 58 (2006) 10, S. 520–525.

SUDHAKARAN 2010

Sudhakaran, R.; Vel Murugan, V.; Siva Sakthivel, P. S.: Optimization of Process Parameters to Minimize Angular Distortion in Gas Tungsten Arc Welded Stainless Steel 202 Grade Plates Using Genetic Algorithms. *International Journal of Engineering Science and Technology* 2 (2010) 5, S. 731–748.

THOBEN 2002

Thoben, K.-D.; Lübben, T.; Clausen, B.; Prinz, C.; Schulz, A.; Rentsch, R.; Kusmierz, R.; Nowag, L.; Surm, H.; Frerichs, F.; Hunkel, M.; Klein, D.; Mayr, P.: „Distortion Engineering“: Eine systemorientierte Betrachtung des Bauteilverzuges. *Härterei – Technische Mitteilungen* 57 (2002) 4, S. 276–282.

TRAUTMANN 2009

Trautmann, A.: Bifocal Hybrid Laser Welding – A Technology for Welding of Aluminium and Zinc-Coated Steels. Diss. Technische Universität München (2009). München: Utz, Wiss. 2009.

UEDA 1978

Ueda, Y.; Fukuda, K.; Kim, Y. C.: Restraint stresses and strains due to slit weld in rectangular plate (report I) – Formulae for conventional restraint intensities of a slit in finite plate. *Transactions of Japan welding research institute* 7 (1978) 1, S. 11–16.

UEDA 1993

Ueda, Y.; Ma, N. X.; Koki, R.: Measuring methods for three-dimensional residual stresses with the aid of distribution functions of inherent strain (Report 2) – $T_{L_y L_z}$ -method and T-method for measurement of 3-dimensional residual stresses in bead-on-plate-welds. *Quarterly Journal of the Japan Welding Society* 11 (1993) 4, S. 555–562. ISSN: 0288-4771.

VAN DER AA 2006

van der Aa, E. M.; Hermans, M. J. M.; Richardson, I. M.; van der Pers, N. M.; Delhez, R.; Experimental study of the influence of a trailing heat sink on the welding residual stress distribution. *Proceedings of the 7th European Conference on Residual Stresses (Residual Stresses VII, ECRS7)*. Berlin, 13.–15.09.2006, S. 479–484. ISBN-13: 978-0-87849-414-9.

VAN DER AA 2007

van der Aa, E. M.: Local Cooling during Welding: Prediction and Control of Residual Stresses and Buckling Distortion. Diss. Delft University of Technology (2007). Delft, Niederlande.

VINOKUROV 1977

Vinokurov, V. A.: Welding Stresses and Distortion. British Library, Wetherby 1977 (Übersetzung von Svarochnye deformatsii i napryazheniya: metody ikh ustraneniya. Mashinostroenie, Moskau 1968).

Vollertsen 1996

Vollertsen, F.: Laserstrahlumformen Lasergestützte Formgebung: Verfahren, Mechanismen, Modellierung. 1996, Meisenbach Verlag Bamberg, ISBN 3-87525-071-0.

WEN 2010

Wen, S. W.; Williams, S. W.; Morgan, S. A.; Wescott, A.; Poad, M.: Rolling of Friction Stir Welds for Residual Stress and Distortion Control. Science and Technology of Welding & Joining 15 (2010) 6, S. 440–447(8).

WILLIAMS 2006

Williams, S. W.; Price, D. A.; Wescott, W.; Steuer, A.; Peel, M.; Altenkirch, J.; Withers, P. J.; Poad, M.: Distortion Control in Welding by Mechanical Tensioning. 6th International Symposium on Friction Stir Welding. Saint-Sauveur, Montreal, Kanada, 10.–12.10.2006, S. 251–256.

WILLIAMS 2008

Williams, S. W.; Morgan, S. A.; Wescott, A.; Poad, M.; Wen, S. W.: Stress Engineering – Control of Residual Stresses and Distortion in Welding. 2nd International Workshop on Thermal Forming and Welding Distortion (IWOTE'08), Bremen, 22./23.04.2008, S. 229–237.

YANG 1998

Yang, Y. P.; Dong, P.; Tian, X.; Zhang, Z.: Prevention of Hot Cracking of High Strength Aluminum Alloy by Mechanical Rolling. 5th International Conference on Trends in Welding Research. Pine Mountain, GA, USA, 01.–05.06.1998, S. 700–705.

YANG 2007

Yang, Y. P.; Jung, G.: Advancement in Prediction and Control of Welding Residual Stress and Distortion. *Materials Science Forum* 539–543 (2007) o. Nr., S. 3943–3948.

YANG 2012

Yang, Y. P.; Dong, P.: Buckling Distortions and Mitigation Techniques for Thin-Section Structures. *Journal of Materials Engineering and Performance* 21 (2012) 2, S. 153–160.

ZHANG 2005

Zhang, P.; Lindemann, J.: Influence of shot peening on high cycle fatigue properties of the high-strength wrought magnesium alloy AZ80. *Scripta Materialia* 52 (2005) 6, S. 485–490.

ZHANG 2008

Zhang, H.; Zhang, G.; Cai, C.; Gao, H.; Wu, L.: Fundamental studies on in-process controlling angular distortion in asymmetrical double-sided double arc welding. *Journal of Materials Processing Technology* 205 (2008) 1–3, S. 214–223.

ZHU 2002

Zhu, X. K.; Chao, Y. J.: Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. *Computers and Structures* 80 (2002) 11, S. 967–976.

Anhang

A1 Begriffe und deren Bedeutungen

- Kapitel: erste Gliederungsebene (z. B. 1)
- Unterkapitel: zweite Gliederungsebene (z. B. 1.2)
- Abschnitt: dritte Gliederungsebene (z. B. 1.2.3)
- Unterabschnitt: vierte Gliederungsebene (z. B. 1.2.3.4)
- Belastungen: Kräfte, Momente und Verschiebungen
- Beanspruchungen: Spannungen und Verzerrungen
- Verzerrung: allg. Gleitung und Dehnung
- Gleitung/Scherung: Winkeländerung
- Dehnung: Längenänderung, bezogen auf die Ursprungslänge
- Streckung: positive Dehnung (Verlängerung)
- Stauchung: negative Dehnung (Verkürzung)
- Fließgrenze: Spannung, ab der eine plastische Verformung einsetzt
- Quetschgrenze: Fließgrenze bei Druckbeanspruchung
- Streckgrenze: Fließgrenze bei Zugbeanspruchung
- Verzug: fertigungsfinale Bauteilabweichung von einer Maß- und Formvorgabe (hier¹⁷⁴ durch die Wärmebehandlung verursacht)
- Verformung: allg. Änderung einer maßlichen und formbezogenen Bauteilsituation
- Kompensation: Herstellung eines verzugsneutralen Bauteilzustandes

¹⁷⁴ Daneben gibt es Verzüge, die ohne eine Wärmeeinwirkung auftreten (bspw. durch Quellvorgänge in Holzwerkstoffen ausgelöst).

- lokal/global: bezogen auf einen Bauteilbereich (zumeist einen Querschnitt) / bezogen auf das Gesamtbauteil
- abgekühlt: thermisch ausgeglichen mit der Umgebung

A2 Bedeutung der in Flussdiagrammen verwendeten Symbole

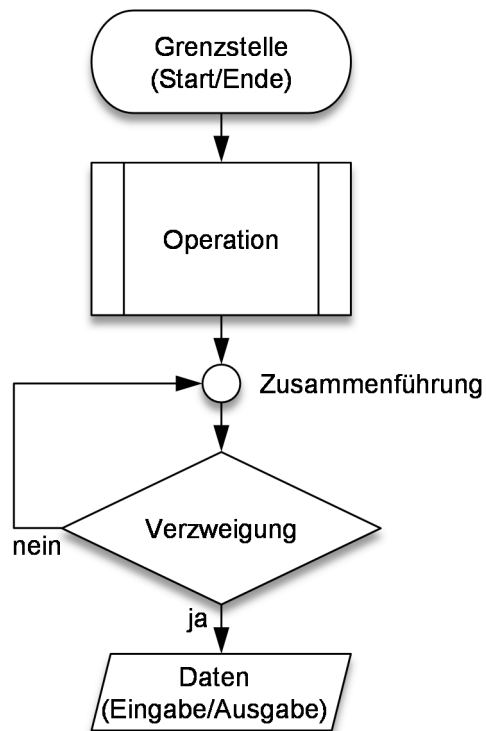


Abbildung 78: Bedeutung der in Flussdiagrammen verwendeten Symbole

A3 Verwendeter Aufbau für die Validierungsversuche

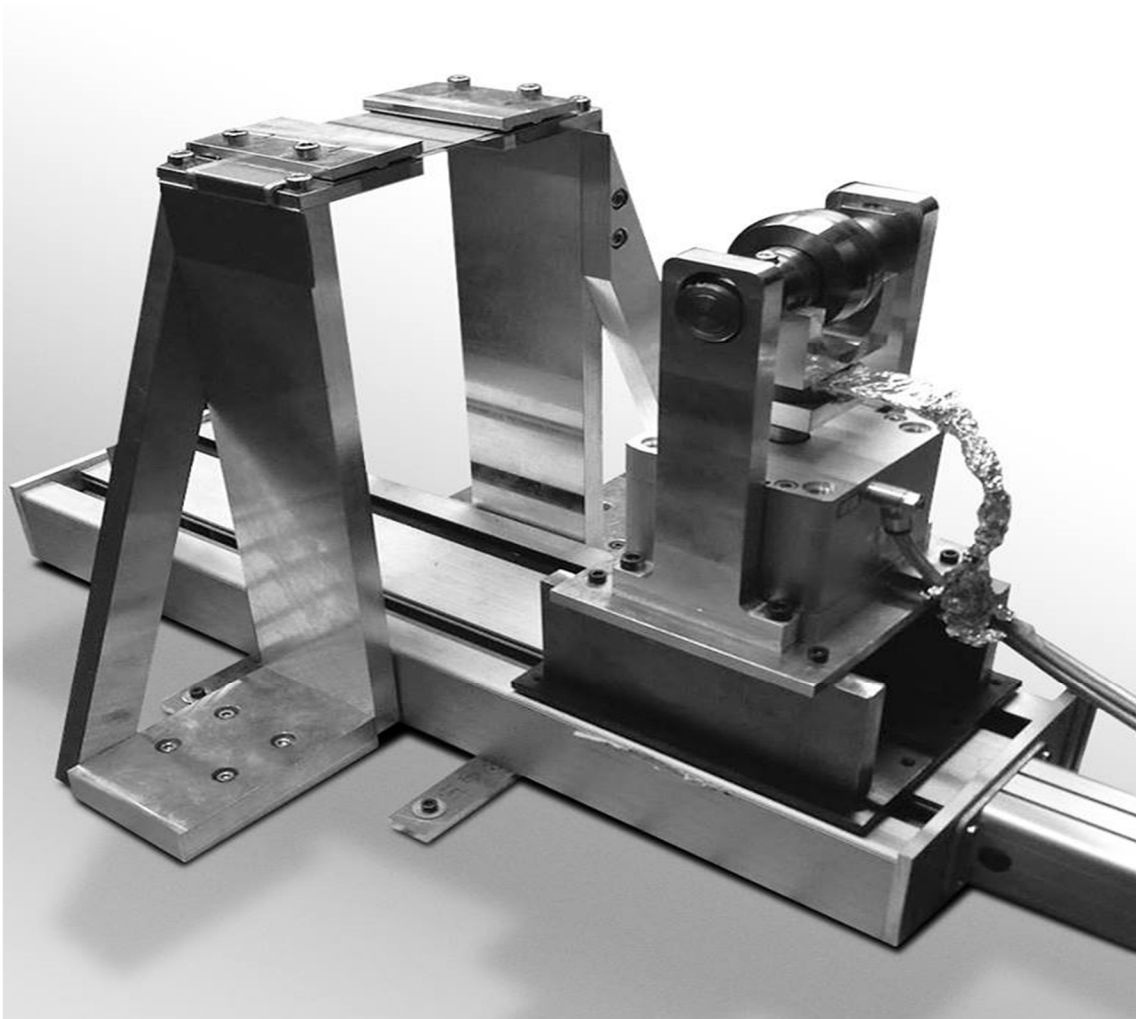


Abbildung 79: Verwendeter Versuchsaufbau (s. auch Abbildung 61, S. 150)

A4 Verwendete Systemtechnik für die Validierungsversuche

Neben der in Unterkapitel 11.2 (S. 148 ff.) erwähnten Systemtechnik wurden folgende weitere Komponenten für den Versuchsaufbau verwendet:

- Drosselrückschlagventil: Modell GRLA-1/8-QS-8-D der Fa. *Festo AG & Co. KG*
- 3-Wege-Proportional-Ventil: Modell VPPM-6L-L-1-G18-0L6H-V1P der Fa. *Festo AG & Co. KG*

- Magnetventil: Modell CPE14-M1BH-5LS-1/8 der Fa. *Festo AG & Co. KG*; (kurze Ein- und Ausschaltzeit)¹⁷⁵
- Näherungsschalter: Modell SME-8M-DS-24V-K-7,5-OE der Fa. *Festo AG & Co. KG*
- Steuer- und Regelsoftware: LabVIEW 2012 der Fa. *National Instruments Germany GmbH*

A5 Verwendete Hardware und Software für die Simulationen

- Simulationsrechner: 64 Bit Intel® Xeon® CPU mit 2,66 GHz (zwei Prozessoren) und 48 GB RAM unter MS Windows Server 2008 R2 Enterprise
- Simulationssoftware: MSC.Marc Mentat 2012.1.0 64 Bit
- Compilersoftware¹⁷⁶: Intel® Visual Fortran Compiler 10.1.034 für MS Windows in Verbindung mit Microsoft Visual Studio 8 (2005) Professional Edition
- maximale Berechnungszeit mit dem hier verwendeten Modell (Abbildung 66, S. 158): 2 h 21 min

A6 Ermittlung des Spaltmaßes zur Einstellung der erforderlichen Einspannkraft

Zur Erzeugung der Klemmkraft wird der Spalt zwischen Werkstückauflage und Spannbacke um ein definiertes Maß kleiner gestaltet, als das Bauteil dick ist. Beim Spannen des Bauteiles weitet sich die Einspannung um dieses Maß elastisch auf, wobei die auftretenden Rückstellkräfte als Klemmkraft auf das Werkstück wirken. Die Klemmkraft ist mit 1,5 kN pro Werkstückhalter (zwei Stück) vorgegeben. Um das Maß der Aufweitung zu ermitteln, aus dem die Klemmkraft resultiert, wurden FE-Berechnungen zur Statik der Einspannung durchgeführt (Abbildung 80, S. 201).

¹⁷⁵ Kürzere Schaltzeiten befähigen die Regelung, innerhalb einer definierten Zeitspanne mehrere Korrekturen bei der Soll-Ist-Annäherung vorzunehmen mit dem Ziel, dass sich das reale Kraftsignal mit weniger Abweichungen zur berechneten Trajektorie messen lässt. Einschaltzeit: 24 ms; Ausschaltzeit: 32 ms

¹⁷⁶ erforderlich für die Nutzung von Unterprogrammen (engl.: Subroutines) und der Prozessor-Parallelisierung (engl.: Domain Decomposition)

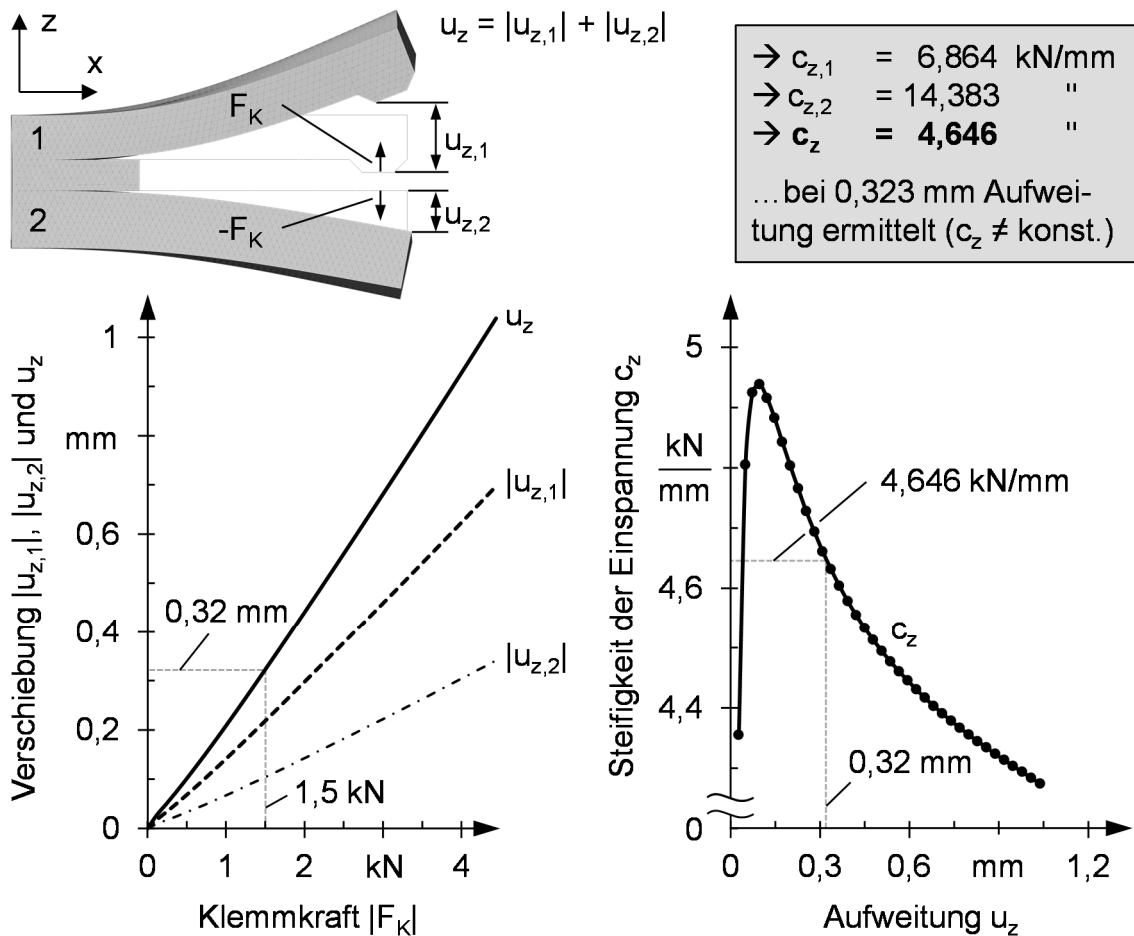


Abbildung 80: Mittels der FEM ermittelte Aufweitung u_z der Einspannung in Abhängigkeit der Klemmkraft F_K (links) sowie die daraus abgeleitete Steifigkeit der Einspannung als Funktion der Aufweitung u_z (rechts); Verformungsüberhöhung: Faktor 30

Das FE-Modell der Einspannung umfasst 355089 Tetraederelemente (77752 Knoten) und berücksichtigt Kontakt. Dort, wo sich die Spannschrauben befinden, ist die Kontaktformulierung zwischen den Komponenten aufgehoben. Stattdessen werden an den Berührstellen die Knoten der FE-Netze vereinigt.¹⁷⁷ Auf diese Weise lässt sich ein kontinuierlicher Körper darstellen, der den Schraubenschaft repräsentiert. Das Anziehmoment für die Spannschrauben beträgt 25 Nm. Daraus lässt sich eine Vorspannkraft von 16 kN (je Schraube) berechnen.¹⁷⁸ Die Klemmkraft F_K wird je-

¹⁷⁷ Dies ist möglich, weil die Knoten der FE-Netze, welche die Komponenten diskretisieren, an den Berührflächen kongruent liegen.

¹⁷⁸ Hierfür wurde Folgendes zugrunde gelegt: Zylinderschraube ISO 4762 - M 8 x 20 - 8.8, Reibwert der Kopfaufgabe $\mu_K = 0,11$, Reibwert im Gewinde $\mu_G = 0,10$, Durchmesser des Durchgangsloches $d_h = 9$ mm.

weils gleichmäßig über die beiden Kontaktflächen (Spannbacke/Werkstück bzw. Auflage/Werkstück) verteilt und linear rampenförmig aufgebracht. Die daraus resultierende Aufweitung u_z der Einspannung ist in Abbildung 80 links unten (S. 201) gezeigt.

A7 Ermittlung der Steifigkeit des Werkstückträgersystems

Zur Ermittlung der Steifigkeit des gesamten Werkstückträgers wurde das Modell aus Anhang A6 (S. 200 f.) herangezogen und um die abstützenden Komponenten (s. auch Abbildung 61, S. 150) erweitert. Die Abbildung 81 zeigt das Ergebnis der statischen Analyse.

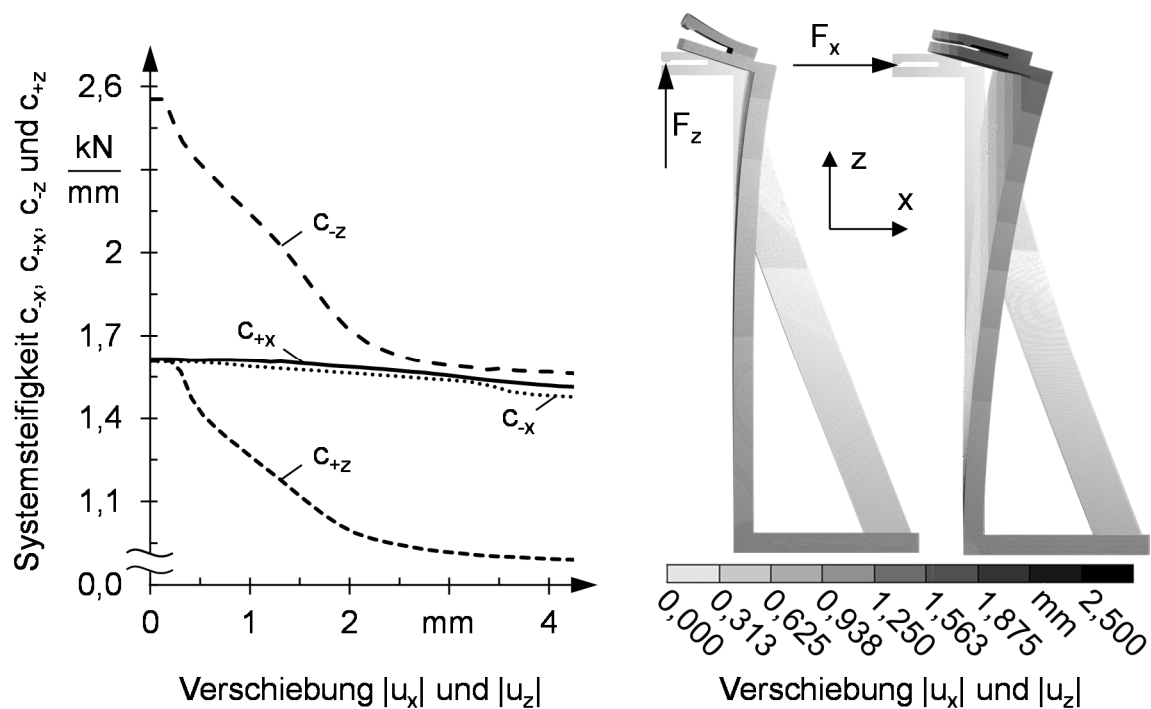


Abbildung 81: Mittels der FEM ermittelte Steifigkeiten des Werkstückträgers in x- und z-Richtung in Abhängigkeit der Verschiebung u_x bzw. u_z bei vorgespanntem System, d. h. anliegender Klemmkraft (1,5 kN); Verformungsüberhöhung: Faktor 30

Auch bei den hinzugekommenen Verbindungsstellen wurde der Kontakt zwischen den Fügeflächen modelliert und die Vorspannkräfte wurden mit 16 kN pro Schraube (s. Fußnote 178, S. 201) angenommen. Das gesamte Modell umfasst 3090840 Tetraederelemente (634428 Knoten) und berücksichtigt die klemmkraftbedingte Vorspannung des Systems (1,5 kN).

A8 Schriftliche Mitteilung von Dr.-Ing. Till Jochen Reinke¹⁷⁹

„Viele Methoden in den FE-Solvern stehen nicht unbedingt als Alternative zueinander im Hinblick auf bestimmte Anwendungen. Tatsächlich ist vieles ganz banal mit dem Stichwort *Historie* zu erklären (Bsp.: Matrix-Solver). In MSC.Marc existiert eine Reihe von Matrizen-Solvern, die längst überholt sind, aufgrund der Rückwärtskompatibilität (alte Modelle sollen lauffähig bleiben) aber noch im Programm vorhanden sind. Bei den Plastizitätsmodellen verhält es sich in etwa so:

Das additive Modell beruht auf vereinfachenden kinematischen Annahmen, die unter der Voraussetzung kleiner elastischer Deformationen (das ist bei Stählen eigentlich immer gegeben) ausreichend genau sind. Insbesondere aufgrund seiner numerischen Robustheit ist das Modell, das übrigens schon sehr lange existiert, sehr beliebt und hat sich – auch wenn das wohl ursprünglich so nicht vorgesehen war – als Default-Modell gehalten.

Das multiplikative Modell beruht auf einer exakten kinematischen Beschreibungsweise der Deformation. Es sollte damit grundsätzlich genauer sein als das additive. Nach seiner Implementierung Ende der 90er Jahre war es sicher dafür vorgesehen, das additive Modell abzulösen. Die Erfahrung hat allerdings gezeigt, dass bei extremen Deformationen, wie sie beispielsweise bei Umformprozessen auftreten, das additive Modell im numerischen Sinne robuster ist. Gut möglich, dass manche Ungenauigkeit in der kinematischen Beschreibung bei starken Verzerrungen manches numerische Problem „wegbügelt“! Mit dieser Erfahrung jedenfalls hat sich das additive Modell als Standard-Modell gehalten. Ohnehin kommt es den meisten Anwendern nicht auf eine hohe Genauigkeit an, da allein die Streuung der Fließkurven und die Streuung anderer Parameter einen höheren Einfluss auf das Ergebnis haben.

Unterm Strich würde ich sagen, dass das multiplikative Modell grundsätzlich das genauere ist und überall da, wo es zu Konvergenz führt, richtig eingesetzt ist.“

A9 Gegenüberstellung von gemessenen und berechneten Schweißbeigenspannungen und transienten Verformungen

Im Nachfolgenden werden die numerischen Untersuchungsergebnisse von ZHU ET AL. [2002] vorgestellt. Ihre Modellgrundlage ist ein von MASUBUCHI [1980] expe-

¹⁷⁹ Consulting MSC.Software GmbH, München: schriftliche Mitteilung (E-Mail) vom 01.07.2012

rimentell durchgeführter und messtechnisch aufgezeichneter Versuch, dem sie ihre eigenspannungs- und verformungsbezogenen Berechnungsergebnisse gegenüberstellen.

Auf ein längliches Aluminiumprofil mit rechteckigem Vollquerschnitt applizierten sie mittels Metall-Aktivgasschweißen eine Blind- bzw. Auftragsnaht (Abbildung 82, S. 205). Das eine Ende des Profils war unverschieblich gelagert (bei $y = 0$), das andere verschieblich (bei $y = 1220$ mm). Die Schweißquelle bewegte sich mit konstantem Vorschub über die obere längliche Fläche, währenddessen der sich auf der Profilunterseite ausbildende (transiente) Schweißverzug im Flächenschwerpunkt gemessen wurde.

Nach vollständiger Abkühlung wurden die Eigenspannungen über die Bauteiltiefe bestimmt. Dazu wurde das Profil definiert zerteilt und die daraus resultierenden Rückdehnungen wurden mittels Dehnungsmeßstreifenrosetten erfasst. Über die Rückdehnungen schlossen sie nach dem Hookeschen Gesetz auf die (elastischen) Eigenspannungen. Die wesentlichen Versuchsparameter sind in der nachstehenden Tabelle aufgelistet. Für die detaillierte Versuchsbeschreibung und -durchführung sei auf die entsprechende Literatur verwiesen [MASUBUCHI 1980].

Tabelle 4: Von MASUBUCHI [1980] verwendete Versuchsparameter

Parameter	Formelzeichen	Wert	Einheit
Bauteildimensionen ¹⁸⁰	$L \cdot B \cdot H$	1220 · 142,5 · 12,5	mm ³
Streckenenergie (MAG ¹⁸¹)	S_{MAG}	815	J/mm
Vorschubgeschwindigkeit	v_{MAG}	0,44	m/min
Fließgrenze 3.3523 (H32 ¹⁸²)	$\sigma_{F,3.3523,20^{\circ}\text{C}}$	194	N/mm ²

Für ihre Berechnungen legten ZHU ET AL. [2002] eine Oberflächenwärmequelle mit einer Gaußschen Energieverteilung in der Ebene, einem Radius von $r = 6$ mm und einem thermischen Wirkungsgrad von $\eta_{th} = 64,3$ % zugrunde. Die thermophysikalischen und thermomechanischen Werkstoffparameter hinterlegten sie in Abhängig-

¹⁸⁰ Länge L in y ; Breite B in x ; Höhe H in z (s. Abbildung 82, S. 205)

¹⁸¹ MAG: Metall-Aktivgasschweißen (Schweißen mit (teilweise) reaktionsfähigen Gasen)

¹⁸² bezieht sich auf den Werkstofflieferzustand und bedeutet *kaltverfestigt, stabilisiert* und *1/4-hart*.

keit der Temperatur (bis 580 °C). Das FE-Netz bauten sie aus 900 Hexaederelementen (2020 Knoten) schweißgerecht auf. Dafür nutzten sie die vorliegenden Symmetriebedingungen aus (Halbmodell). Die Elementabmessungen reduzierten sie im Schweißnahtbereich auf eine minimale Größe von $12,2 \cdot 6 \cdot 6,25 \text{ mm}^3$. Das Diagramm in Abbildung 82 stellt ihre Berechnungsergebnisse den Messungen von MASUBUCHI [1980] gegenüber.

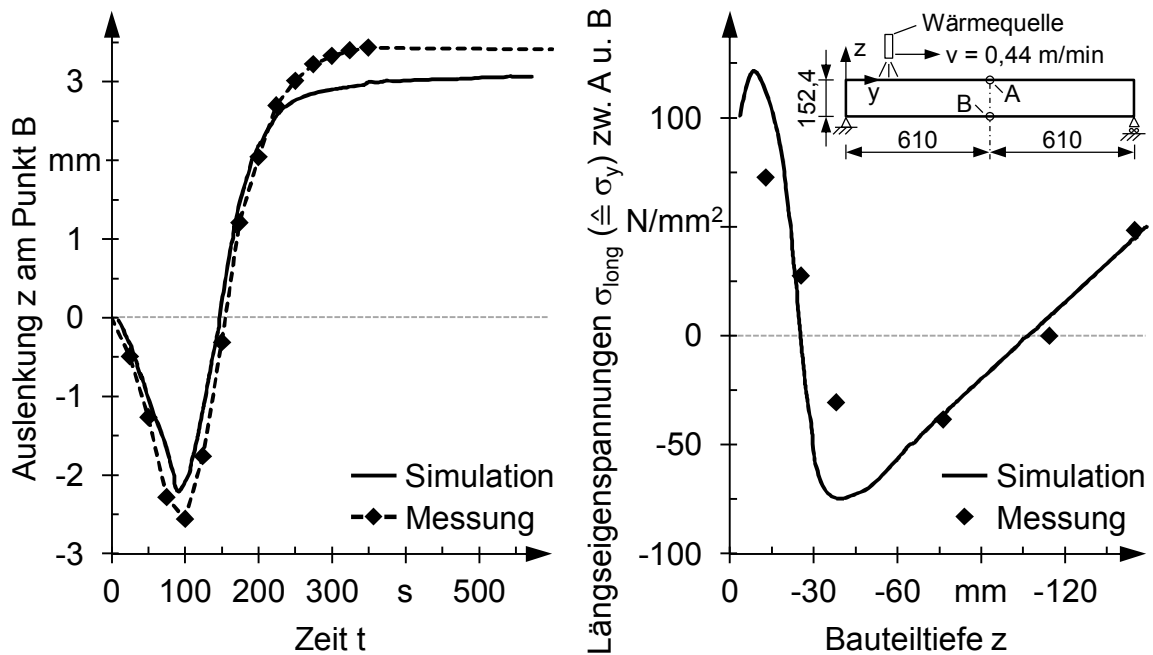


Abbildung 82: Von MASUBUCHI [1980] gemessene und von ZHU ET AL. [2002] berechnete transiente Verformungen (links) sowie longitudinale Eigenspannungen (rechts) bei einem Metall-Aktivgas-geschweißten Aluminiumprofil (oben rechts); Maßangaben in mm

Der transiente Schweißverzug wird durch die Simulation korrekt wiedergeben (Abbildung 82 links). Gegenüber der Verzugsmessung sind bei der Eigenspannungsermittlung zwar nur wenige Messwerte erhoben worden, jedoch werden auch diese durch die Simulation in befriedigendem Maße abgebildet. Auf dieser Grundlage stellten ZHU ET AL. [2002] ihre primären Untersuchungen an. Ihr Interesse galt den Auswirkungen, die eine Änderung der temperaturabhängigen Materialeigenschaften auf das gezeigte Strukturergebnis der Schweißsimulation hat. In ihrer Ergebnisdarstellung fällt ein für diese Arbeit wesentlicher Aspekt auf. Eine Veränderung in den Materialeigenschaften wirkte sich sowohl auf die transienten Verformungen als auch auf die residualen Eigenspannungen aus. Dabei war der Unterschied für beide Größen stets ähnlich stark ausgeprägt. Bei all ihren Untersuchun-

gen stimmten die berechneten Eigenspannungen immer nur dann gut mit den Messwerten überein, wenn auch die transienten Verformungen richtig abgebildet wurden. Mit Blick auf die signifikante Ähnlichkeit der Diagramminhalte in Abbildung 82 links (S. 205) und Abbildung 70 rechts (S. 165) lässt dies den Schluss zu, dass auch hier die Eigenspannungen richtig berechnet wurden.

A10 Entwicklung der longitudinalen Eigenspannungshöchstwerte in Abhängigkeit der Bauteilabkühlung

Die Aussage des Diagrammes in Abbildung 83 wurde im Unterabschnitt 11.4.2.3 (S. 171 ff.) genutzt, um den Zusammenhang zwischen der Temperatursituation im Bauteil (Abkühlstadium) und dem Kompensationseinfluss auf die longitudinalen Eigenspannungshöchstwerte zu erklären.

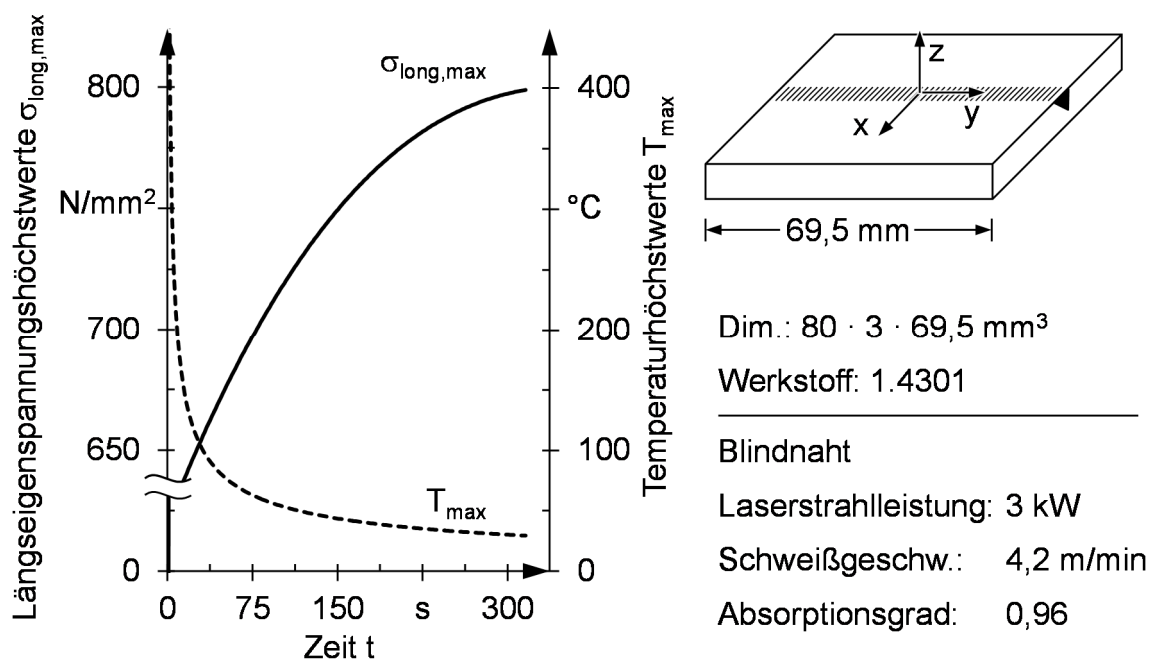


Abbildung 83: Mittels der FEM berechnete Entwicklung der Längseigenspannungshöchstwerte $\sigma_{\text{long,max}}$ und der maximalen Temperatur T_{max} im Bauteil über die Zeit t ; $t_{\text{Schweiß}} = 0,9 \text{ s}$; Modellparameter s. Kap. 11 (S. 147 ff.); es findet hier keine Kompensation statt

Hintergrund ist der hier genutzte Mechanismus zur Minderung von Beanspruchungen durch eine gezielte mechanische Überlastung. Der Reduktionseffekt verstärkt sich mit steigenden Längseigenspannungshöchstwerten. Sie wachsen mit voranschreitender Bauteilabkühlung an, wie im Diagramm zu sehen.

