TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

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

Modellierung des Rührreibschweißens unter besonderer Berücksichtigung der Spalttoleranz

Andreas Roth

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

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh
2. Prof. Dr.-Ing. Uwe Reisgen

Die Dissertation wurde am 30.06.2016 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 21.11.2016 angenommen.

Andreas Roth

Modellierung des Rührreibschweißens unter besonderer Berücksichtigung der Spalttoleranz

Herbert Utz Verlag · München

Forschungsberichte IWB

Band 327

Zugl.: Diss., München, Techn. Univ., 2016

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek: Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über http://dnb.d-nb.de abrufbar.

Dieses Werk ist urheberrechtlich geschützt. Die dadurch begründeten Rechte, insbesondere die der Übersetzung, des Nachdrucks, der Entnahme von Abbildungen, der Wiedergabe auf fotomechanischem oder ähnlichem Wege und der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen bleiben – auch bei nur auszugsweiser Verwendung – vorbehalten.

Copyright © Herbert Utz Verlag GmbH · 2017

ISBN 978-3-8316-4639-5

Printed in Germany
Herbert Utz Verlag GmbH, München
089-277791-00 · www.utzverlag.de

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.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh und Herrn Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart, den Leitern dieses Instituts, gilt mein besonderer Dank für die wohlwollende Förderung und großzügige Unterstützung meiner Arbeit bzw. für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Uwe Reisgen, dem Leiter des Instituts für Schweißtechnik und Fügetechnik der RWTH Aachen, möchte ich mich für die aufmerksame Begutachtung der Arbeit und für die Übernahme des Korreferates herzlich bedanken.

Ein großes Dankeschön richtet sich auch an alle Kolleginnen und Kollegen des Instituts, die mich bei der Erstellung meiner Arbeit unterstützt haben. Besonders erwähnen möchte ich dabei meine Kollegen Sahin Sünger, Franz X. Wirth, Alexander Belitzki und Robert Wiedenmann, die durch zahlreiche fachliche Diskussionen und kritische Anmerkungen zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Nicht zuletzt möchte ich mich bei meinen Eltern ganz herzlich für Ihre großartige Unterstützung und die Ermöglichung des Studiums bedanken, und bei meiner lieben Frau Evelin, die immer wieder aufmunternde Worte für mich fand und mir den Rücken freigehalten hat.

München, 08. Februar 2017 *Andreas Roth*

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis **I**
Abkürzungsverzeichnis **V**
Formelzeichenverzeichnis **VII**
1 Einleitung **1**
2 Grundlagen des Rührreibschweißens **3**
2.1 Einordnung des Rührreibschweißens nach Norm 3
2.2 Verfahrensgrundlagen 3
2.2.1 Prozessablauf 3
2.2.2 Schweißnahtmorphologie und -merkmale 6
2.2.3 Vor- und Nachteile des Verfahrens 10
2.3 Prozesscharakterisierung 12
2.3.1 Offline kontrollierbare Eingangsgrößen 13
2.3.2 Online kontrollierbare Eingangsgrößen 16
2.3.3 Online messbare Ausgangsgrößen 18
2.3.4 Offline messbare Ausgangsgrößen 21
2.3.5 Störgrößen beim Fügen von Stumpfstoßverbindungen 22
3 Stand der Wissenschaft und Technik **25**
3.1 Allgemeines 25
3.2 Einfluss des Spalts beim Rührreibschweißen 25
3.2.1 Allgemeine Untersuchungen zur Spalttoleranz 26
3.2.2 Einfluss der Blechdicke auf die Spalttoleranz 26
3.2.3 Einfluss des Spalts auf Drehmoment und Kräfte 27
3.2.4 Strategien zur Spaltkompensation 28
3.2.5 Fazit 31
3.3 Wirkzusammenhänge beim Rührreibschweißen 32
3.3.1 Prozesswechselwirkungen 32

3.3.2 Einfluss der Prozessparameter auf Temperatur, Drehmoment und Kräfte 34

3.3.3 Einfluss von Temperatur, Drehmoment und Kräften auf die Nahteigenschaften 38

3.3.4 Fazit 40

3.4 Modellierung des Drehmoments 41

3.4.1 Empirische Modellierung 41

3.4.2 Analytische Modellierung 42

3.5 Einfluss der Pingeometrie 54

3.6 Bewertung des Stands der Technik und Handlungsbedarf 56

4 Zielsetzung und Vorgehensweise 59

4.1 Zielsetzung 59

4.2 Vorgehensweise 61

5 Versuchsaufbau und Messmethoden 63

5.1 Allgemeines 63

5.2 Versuchswerkstoffe und Schweißprobengeometrie 63

5.3 Systemtechnik 64

5.3.1 CNC-Bearbeitungszentrum 64

5.3.2 Werkzeuge 65

5.3.3 Spann- und Messtechnik 68

5.4 Versuchsdurchführung 71

5.5 Auswertung der Messdaten 72

5.5.1 Temperatur 72

5.5.2 Axialkraft und Drehmoment 73

5.6 Beurteilung der Nahtqualität 74

5.6.1 Statischer Querzugversuch 75

5.6.2 Metallographische Untersuchungen 75

6 Analyse der Spalttoleranz 77

6.1 Allgemeines 77

6.2 Vorbetrachtungen zum Einfluss des Spalts 77
6.3 Definition der tolerierbaren Spaltbreite 79
6.4 Modellierung der Randbedingungen 80
6.4.1 Randbedingungen 80
6.4.2 Volumenbilanz in Schweißrichtung 80
6.4.3 Volumenbilanz vertikal zur Schweißnahtoberfläche 85
6.5 Zusammenfassung 90
7 Empirisches Prozessmodell 93
7.1 Allgemeines 93
7.2 Vorgehensweise 93
7.2.1 Prozesseingangs- und -ausgangsgrößen 93
7.2.2 Design des Versuchsplans 96
7.2.3 Regressions- und Varianzanalyse 97
7.3 Regressionsmodelle 98
7.3.1 Vorbemerkungen 98
7.3.2 Regressionsmodelle für die Prozessantworten 99
7.3.3 Regressionsmodell für die Zugfestigkeit der Schweißnaht 107
7.4 Bewertung und Diskussion der Regressionsmodelle 110
7.4.1 Bewertung der Modellgüte 110
7.4.2 Diskussion des Regressionsmodells für die Zugfestigkeit 114
7.4.3 Fazit 122
7.5 Zusammenfassung 123
8 Teilanalytisches Prozessmodell 125
8.1 Allgemeines 125
8.2 Modellannahmen 125
8.3 Modellierung des Drehmoments 126
8.4 Verifizierung und Interpretation des Modells 132
8.4.1 Verifizierung und Optimierung 132

8.4.2 Interpretation des Haftmaßes anhand der Pingeometrie 139
8.5 Anwendung des teilanalytischen Modells 142
8.5.1 Allgemeines 142
8.5.2 Anwendung des Modells auf die Legierung EN AW-1050A 142
8.5.3 Anwendung des Modells auf die Blechdicke 3 mm 145
8.5.4 Fazit 147
8.6 Zusammenfassung 147
9 Zusammenfassung, Nutzenbewertung und Ausblick 149
9.1 Zusammenfassung 149
9.2 Nutzenbewertung 151
9.3 Ausblick 152
10 Literaturverzeichnis 155
11 Studienarbeitsverzeichnis 175
12 Anhang 177

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
Al	Element Aluminium
AS	Advancing Side (dt. Gleichlaufseite)
BAZ	Bearbeitungszentrum
CNC	Computerized Numerical Control (dt.: rechnergestützte numerische Steuerung)
Cu	Element Kupfer
DoE	Design of Experiments (dt.: statistische Versuchsplanung)
FSK	Faktorstufenkombination
FSW	Friction Stir Welding (dt.: Rührreibschweißen)
GS	Grenzschicht
GW	Grundwerkstoff
i. O.	in Ordnung
IPM	Integrated Process Monitoring (dt.: integrierte Werkzeugüberwachung)
LOF	Lack of Fusion (dt.: unvollständige Durschweißung aufgrund von Werkzeugversatz)
LOP	Lack of Penetration (dt.: unvollständige Durchschweißung aufgrund zu geringer Pinlänge)
Nr.	Nummer
RB	Randbedingung
RS	Retreating Side (dt.: Gegenlaufseite)
ST	Spalttoleranz
TCP	Tool Center Point (dt.: Werkzeugbezugspunkt)
TE	Thermoelement

Abkürzung	Bedeutung
TMZ	thermo-mechanisch beeinflusste Zone
TMF	Temperaturmessfeld in der Schweißunterlage
TMK	Temperaturmesskopf in der Schweißunterlage
VR	Versuchsreihe
WEZ	Wärmeeinflusszone
WWK	Werkzeug-Werkstück-Kontakt

Formelzeichenverzeichnis

Lateinische Buchstaben

Variable	Einheit	Bedeutung
A, B, C	-	Konstanten
A_F	mm²	Querschnittsfläche einer Abflachung am Pin
A_{Poren}	mm²	Porenfläche im Nahtquerschliff
A_{PM}	mm²	Pin-Mantelfläche
A_{PS}	mm²	Pin-Stirnfläche
A_S	mm²	Schulterfläche
$A_{Spalt,S,PS}$	mm²	Spaltfläche an der Schulter und der Pin-Stirnfläche
$A_{Spalt,PM}$	mm²	Spaltfläche an der Pin-Mantelfläche
A_{SV}	mm²	Querschnittsfläche des in den Spalt hineingedrückten Werkstoffs
A_{SW}	mm²	Querschnittsfläche des von der Schulter verdrängten Werkstoffvolumens
A_W	1/s	Werkstoffkonstante
A_{WWK}	mm²	Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstoff
b_{SL}	mm	Scherschichtbreite
c	mm	seitlicher Achsversatz des Werkzeugs zum Fügestoß
C_i	-	Koeffizient
d_B	mm	Bohrungsdurchmesser zur Erzeugung von Poren
d_{KG}	mm	durchschnittliche Korngröße
d_P	mm	Pindurchmesser
d_{PF}	mm	Durchmesser am Pinfuß
d_{PS}	mm	Durchmesser der Pinspitze

Variable	Einheit	Bedeutung
d_S	mm	Schulterdurchmesser
e_{Modell}	%	Modellfehler
E_S	J/m	Streckenenergie
$E_{S,eff}$	J/m	effektive Streckenenergie
$E_{S,max}$	J/m	maximale Streckenenergie
Et	mm	Eintauchtiefe der nachlaufenden Schulterkante
Et_{max}	mm	maximal zulässige Eintauchtiefe
Et_{TCP}	mm	Eintauchtiefe des Werkzeugbezugspunkts
f	mm/U	Werkzeugvorschub
F_a	N	Axialkraft
F_{Grenz}	N	Grenzkraft in Axialrichtung
F_x	N	Längskraft
F_y	N	Querkraft
F_z	N	Anpresskraft
G	-	Gütekennzahl
h	mm	Blechdicke
h_{SW}	mm	Höhe des im Spalt aufgefüllten Werkstoffs
i	-	Laufindex
$i_{Spindel}$	-	Übersetzungsverhältnis der Spindelgetriebestufe
k	-	Anzahl der Kreisringe
k_f	N/mm²	Fließspannung
$k_{f,mod}$	N/mm²	modifizierte Fließspannung
K_i	-	Regressionskoeffizient
l	-	Anzahl der Kreissegmente der Spaltfläche

Variable	Einheit	Bedeutung
l_P	mm	Pinlänge
m, m_1, m_2	-	Werkstoffkonstanten
M	Nm	Drehmoment
$M_{a(,1\ bzw.\ ,2)}$	Nm	teilanalytisch berechnetes Drehmoment
M_{Dyn}	Nm	Drehmoment gemäß Dynamometer
M_{Grenz}	Nm	Grenzdrehmoment
M_{IPM}	Nm	Rohsignal des Drehmoments gemäß IPM-System
M^*_{IPM}	Nm	tatsächliches Drehmoment gemäß IPM-System nach Berücksichtigung des Übersetzungsverhältnisses und des Leerlaufdrehmoments
$M_{KR,i}$	Nm	Drehmomentanteil des *i*-ten Kreisrings
M_{LL}	Nm	Leerlaufdrehmoment der Spindel
M_{Mess}	Nm	Messwert des Drehmoments
M_{PM}	Nm	Drehmomentanteil der Pin-Mantelfläche
M_{PS}	Nm	Drehmomentanteil der Pin-Stirnfläche
M_S	Nm	Drehmomentanteil der Schulterfläche
$M_{Spalt}(s)$	Nm	fehlender Drehmomentanteil aufgrund des Fügespalts
n	U/min	Werkzeugdrehzahl
n_F	-	Anzahl der Pinabflachungen
O	(Nm)²	Zielfunktion zur Modelloptimierung
P	W	mechanische Leistung beim Rührreibschweißen
p	N/mm²	Druckspannung unterhalb der Werkzeugschulter
$\dot{Q}_G$	W	Wärmeleistung aufgrund von Gleiten
$\dot{Q}_H$	W	Wärmeleistung aufgrund von Haften

Variable	Einheit	Bedeutung
$\dot{Q}$	W	Wärmeleistung
Q_W	J/mol	Aktivierungsenergie des Werkstoffs
r	mm	Radius
$r_{m,i}$	mm	mittlerer Radius des *i*-ten Kreisrings
R	J/(mol K)	allgemeine Gaskonstante
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
R_m	N/mm²	Zugfestigkeit
$R_{m,GW,min}$	N/mm²	Mindestzugfestigkeit des Grundwerkstoffs
$R_{m,Nugget}$	N/mm²	Zugfestigkeit des Werkstoffs im Nugget
$R_{m,ref}$	N/mm²	Referenzzugfestigkeit (Nullspalt)
$R_{p0,2}$	N/mm²	Dehngrenze
r_P	mm	Pinradius
r_S	mm	Schulterradius
s	mm	Spaltbreite
s_t	mm	tolerierbare Spaltbreite
ST	%	Spalttoleranz in Prozent der Blechdicke
t	s	Zeit
T	°C	Temperatur
T_0	°C	Umgebungstemperatur
t_F	mm	Tiefe der Abflachungen an der Pinmantelfläche
T_{Grenz}	°C	untere Grenze des optimalen Temperaturbereichs
T_m	°C	Temperatur, ab der ein signifikanter Festigkeitsabfall eintritt
T_N	°C	Nahttemperatur(-feld)

Variable	Einheit	Bedeutung
T_S	°C	Temperatur in der Werkzeugschulter
$T_{Solidus}$	°C	Solidustemperatur
T_U	°C	Temperatur in der Schweißunterlage
$T^*_{U,I1}$	°C	berechnete Temperatur in der Schweißunterlage beispielhaft für den Nahtbereich I am Temperaturmesskopf 1
v	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit des Werkzeugs
V_f	mm³	pro Werkzeugumdrehung vom Pin freigegebenes Volumen
v_{GS}	rad/s	Geschwindigkeit der Grenzschicht
V_{PV}	mm³	pro Werkzeugumdrehung vom Pin verdrängtes Volumen
V_{Spalt}	mm³	pro Werkzeugumdrehung erfasstes Spaltvolumen
V_T	mm³	pro Werkzeugumdrehung vom Pin transportiertes Volumen
x, y, z	mm	kartesische Koordinaten
Y	*)	allgemeine Zielgröße; *) Einheit entsprechend
Y_{Mess}	*)	Messwert der Zielgröße; *) Einheit entsprechend
Y_{Modell}	*)	Modellwert der Zielgröße; *) Einheit entsprechend
Z	1/s	Zener-Hollomon-Parameter

Griechische Buchstaben

Variable	Einheit	Bedeutung
α	°	Anstellwinkel
$\alpha_{max(,Pin,fest)}$	°	maximaler Anstellwinkel (bei fester Pinlänge)
$\alpha_{max(,Pin,var)}$	°	maximaler Anstellwinkel (bei variabler Pinlänge)
α_W	mm²/N	Werkstoffkonstante
γ	°	halber Öffnungswinkel des konischen Pins
δ_G	-	Gleitmaß
$\delta_{H(,S\ bzw.\ PM)}$	-	Haftmaß (an Schulter bzw. Pin-Mantelfläche)
$\delta_{H,0(,S\ bzw.\ PM)}$	-	Referenzhaftmaß (an Schulter bzw. Pin-Mantelfläche)
$\delta^*_{H,PM}$	-	an die Pingeometrie angepasstes Haftmaß
ε	-	Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	1/s	Dehnrate
$\eta_{N,Et}$	%	Schweißnahteffizienz aufgrund eines Nahteinfalls
$\eta_{N,S}$	%	Schweißnahteffizienz für eine bestimmte Spaltbreite
θ	°	Winkel in Umfangsrichtung
φ	-	Umformgrad
$\dot{\varphi}$	1/s	Umformgeschwindigkeit
$\mu_{(S\ bzw.\ PM)}$	-	Reibungskoeffizient (an Schulter bzw. Pin-Mantelfläche)
$\mu_{0(,S\ bzw.\ PM)}$	-	Referenzreibungskoeffizient (an Schulter bzw. Pin-Mantelfläche)
σ	*)	Standardabweichung; *) Einheit gemäß Zielgröße
τ_{Reib}	N/mm²	Reibschubspannung
τ_{WWK}	N/mm²	Kontaktschubspannung

Variable	Einheit	Bedeutung
τ_f	N/mm²	Schubfließspannung
ψ	*)	Breite des 95%-Vertrauensbereichs des Regressionsmodells; *) Einheit gemäß Zielgröße
ω	rad/s	Winkelgeschwindigkeit des Werkzeugs
ω_0	rad/s	Referenzwinkelgeschwindigkeit

1 Einleitung

Der zunehmende Einsatz von Aluminium und seinen Legierungen – allen voran im Mobilitätssektor – als Konstruktionswerkstoff zur Umsetzung von Leichtbaukonzepten lässt sich auf den steigenden Zwang zu Ressourcen- und Energieeinsparungen zurückführen. So hat sich beispielsweise der Aluminiumanteil der in Europa hergestellten Kraftfahrzeuge zwischen 1990 und 2012 von durchschnittlich 50 kg auf 140 kg annähernd verdreifacht (EUROPEAN ALUMINIUM ASSOCIATION 2013, S. 9). Eng mit diesem Trend verbunden ist die Forderung nach robusten und effizienten Bearbeitungstechnologien für die eingesetzten Leichtbauwerkstoffe (BUNDESMINISTERIUM FÜR BILDUNG UND FORSCHUNG 2010, S. 2). Bei Aluminiumlegierungen besteht insbesondere mit Blick auf geeignete Schweißtechnologien weiterer Handlungsbedarf, da konventionelle Schmelzschweißverfahren bei bestimmten Legierungen technologisch an ihre Grenzen stoßen (OSTERMANN 2007, S. 593 ff.), wodurch der Gestaltungsspielraum bei der Anwendungen dieser Legierungen eingeschränkt wird.

In diesem Zusammenhang stellt das Rührreibschweißverfahren (engl. Friction Stir Welding, kurz: FSW), das im Jahr 1991 am „The Welding Institute“ in Cambridge, England, erfunden und patentiert wurde (SCHUTZRECHT WO 9310935), eine erfolgversprechende Lösungsalternative mit erheblichem Entwicklungspotential dar. Aufgrund der signifikanten Vorteile von FSW gegenüber den etablierten Schmelzschweißverfahren beim Fügen von Aluminiumlegierungen (vgl. Abschnitt 2.2.3) fanden sich bereits ab 1995 erste industrielle Anwendungen im Schiffbau, denen weitere Applikationen im Schienenfahrzeugbau, in der Luft- und Raumfahrtindustrie sowie vereinzelt im Automobilbau folgten (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 118 ff.). Dennoch ist FSW bis heute ein Nischenverfahren geblieben, das überwiegend in Großunternehmen eingesetzt wird. Diese besitzen die finanziellen Spielräume für den Unterhalt von Spezialabteilungen mit FSW-Experten und für die Lizenzgebühren, die noch bis Ende 2015 anfielen. Mit dem Auslauf des zweiten Schutzrechts (SCHUTZRECHT WO 9526254) erhöhen sich die Chancen für eine breitere kommerzielle Nutzung der FSW-Technologie, da insbesondere für die zahlenmäßig bedeutenderen kleinen und mittelständischen Unternehmen eine finanzielle Hürde wegfällt. Voraussetzung für den wirtschaftlichen Einsatz im industriellen Maßstab ist jedoch ein robuster und effizienter Prozess. Die Schweißnahtqualität muss somit auch unter dem Einfluss von möglichen Störgrößen, die sich im Produktionsumfeld meist nicht vollständig ausschließen lassen, sichergestellt werden können. Gegenwärtig hat das FSW-Verfahren allerdings nur in Ausnahmen mehr als den Reifegrad einer in der Laborumgebung beherrschbaren Technologie erreicht. So existieren

derzeit keine ganzheitlichen Strategien zur Beurteilung und Sicherstellung der Nahtqualität während des Fügeprozesses unter Berücksichtigung von Störgrößen, die z. B. in Form eines Fügespalts oder eines Kantenversatzes auftreten können. Mit der vorliegenden Arbeit soll ein Beitrag dazu geleistet werden, das hierfür notwendige Prozessverständnis aufzubauen, indem für den Fügeprozess am Beispiel einer Stumpfstoßverbindung und der Störgröße Fügespalt ein empirisches und teilanalytisches Prozessmodell entwickelt wird.

Im Einzelnen wird der FSW-Prozess zunächst anhand seiner Eingangs- und Ausgangsgrößen systematisch charakterisiert. Für die betrachtete Fügeaufgabe einer Stumpfstoßverbindung von Aluminiumknetlegierungen wird dabei der Fügespalt als kritischste Störgröße identifiziert (Kapitel 1). Vor diesem Hintergrund wird der Stand der Technik (Kapitel 3) hinsichtlich des Einflusses des Fügespalts auf den FSW-Prozess bzw. auf die resultierende Nahtqualität sowie in Bezug auf bereits vorhandene Ansätze zur Kompensation des negativen Spalteinflusses analysiert. Mit Blick auf die anzustrebende Sicherung der Nahtqualität bereits während des Prozesses wird zudem auf die Zusammenhänge zwischen der Nahtqualität und den Prozessausgangsgrößen sowie auf deren Wechselwirkungen untereinander eingegangen. Darüber hinaus werden relevante empirische und analytische Prozessmodelle vorgestellt und diskutiert. Nach der Beschreibung des Versuchsaufbaus samt eingesetzter Mess- und Auswertemethoden zur Ermittlung der charakteristischen Prozessausgangsgrößen bzw. der Nahtqualität (Kapitel 5) folgt in Kapitel 6 eine Analyse der Spalttoleranz des FSW-Prozesses. Hierbei werden Qualitätskriterien für die Schweißnaht festgelegt, wonach die maximal tolerierbare Spaltbreite beurteilbar ist. Ausgehend von diesen Qualitätskriterien werden anschließend prozessseitig zu erfüllende Randbedingungen formuliert und modelliert, woraus sich für wesentliche Prozesseingangsgrößen Restriktionen ableiten lassen. Kapitel 7 dient der Beschreibung des empirischen Prozessmodells. Mithilfe statistisch geplanter Versuche werden die Zusammenhänge zwischen den Prozesseingangsgrößen und -ausgangsgrößen sowie der Nahtqualität unter Berücksichtigung des Fügespalts erarbeitet. Dabei wird auch erörtert, inwiefern eine Beurteilung der Nahtqualität auf Basis der Prozessausgangsgrößen möglich ist. Den Abschluss des Hauptteils dieser Arbeit (Kapitel 8) bildet die teilanalytische Modellierung der Abhängigkeiten zwischen den Prozessausgangsgrößen Drehmoment, Axialkraft und Temperatur unter Einbeziehung eines geeigneten Materialgesetzes. Neben einem vertieften Verständnis des Zusammenwirkens von Reibung und plastischer Deformation, der beiden Hauptmechanismen zur Wärmegenerierung beim FSW, sollen hiermit auch die Grundlagen für eine Prozessregelung auf Basis der Prozessausgangsgrößen geschaffen werden.

2 Grundlagen des Rührreibschweißens

2.1 Einordnung des Rührreibschweißens nach Norm

Schweißverfahren lassen sich gemäß DIN EN 14610 in Schmelz- und Pressschweißverfahren unterteilen. Während beim Schmelzschweißen die Fügeflächen ohne äußere Kraftaufwendung angeschmolzen werden, erfolgt die Fügeverbindung beim Pressschweißen durch plastische Verformung der Fügeflächen aufgrund äußerer Krafteinwirkung (DIN EN 14610, S. 6 f.). Das FSW ist den Pressschweißverfahren zugeordnet. Der zunehmende industrielle Einsatz des FSW führte im Jahr 2012 zu einer eigenen Norm des Schweißverfahrens (DIN EN ISO 25239). Das FSW wird darin als ein Fügeverfahren beschrieben, „bei dem durch ein rotierendes Werkzeug, welches sich entlang der Schweißnaht bewegt, eine Schweißnaht durch Reibwärme und Mischen von Werkstoff im plastischen Zustand hergestellt wird“ (DIN EN ISO 25239-1, S. 13). Die Norm gilt in erster Linie für das FSW von Aluminiumlegierungen, da diese zum Zeitpunkt der Erstellung der Norm den größten Teil der kommerziellen Anwendungen des Verfahren ausmachten (DIN EN ISO 25239-1, S. 4), woran sich bis heute nichts geändert hat. Im Rahmen dieser Arbeit wird ausschließlich das FSW von Aluminiumlegierungen betrachtet.

2.2 Verfahrensgrundlagen

2.2.1 Prozessablauf

Die Herstellung einer FSW-Naht lässt sich im Wesentlichen in die folgenden vier Phasen einteilen: *Eintauchen, Verweilen, Schweißen* und *Rückzug* (Abbildung 2-1). Dazu wird ein typischerweise rotationssymmetrisches, verschleißbeständiges Werkzeug verwendet, das durch eine Schulter und einen Schweißstift charakterisiert ist (Abbildung 2-1). Für den Schweißstift wird im Folgenden die englische Bezeichnung „Pin“ verwendet, die bis zur Einführung der DIN EN ISO 25239 im allgemeinen Sprachgebrauch geläufig war. Zur Verbesserung des Werkstoffflusses um das Werkzeug herum werden die Schulter bzw. der Pin meist durch diverse Geometriemerkmale, wie z. B. eine Spirale bzw. ein Gewinde und seitliche Abflachungen, profiliert (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 14 ff.).

Der FSW-Prozess kann grundsätzlich positions- oder kraftgeregelt durchgeführt werden (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 83). Im positionsgeregelten Betrieb wird die

Position des Werkzeugs in *z*-Richtung kontrolliert, während bei einer Kraftregelung eine bestimmte Axialkraft F_a vorgegeben wird, mit der das Werkzeug auf die Werkstückoberfläche gedrückt wird. Nachfolgend werden die einzelnen Phasen des Prozessablaufs (Abbildung 2-1) erläutert.

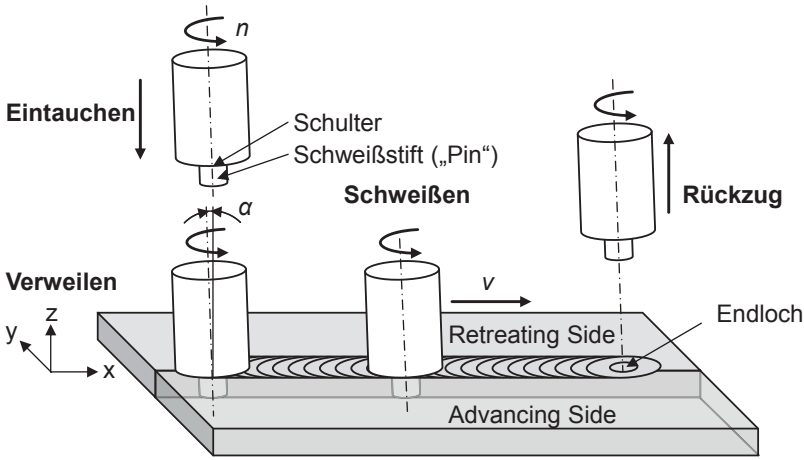


Abbildung 2-1: Prozessablauf beim FSW am Beispiel einer Stumpfstoßverbindung nach VÖLLNER (2010, S. 11) – schematisch

Eintauchen

Während der Eintauchphase wird das mit der Drehzahl *n* rotierende Werkzeug unter einer Axialkraft F_a in das Werkstück hineingedrückt, bis die Schulter auf der Werkstückoberfläche aufliegt. Dabei wird zunächst vom Pin und anschließend auch von der Schulter Wärme durch Reibung und durch plastische Deformation des Werkstoffs generiert, wodurch dieser lokal in der Prozesszone entfestigt wird (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 7). Der Eintauchvorgang ist beendet, wenn das Werkzeug die vorgegebene *z*-Position erreicht hat oder die gewünschte Axialkraft aufgebracht hat.

Verweilen

In der zweiten Phase verweilt das rotierende Werkzeug am Nahtanfang, wobei der entfestigte Werkstoffbereich um das Werkzeug herum größer wird. Die Verweildauer beeinflusst maßgeblich die zu Beginn in das Werkstück eingebrachte Energiemenge und ist so zu wählen, dass der Werkstoff ausreichend entfestigt ist, bevor die Vorschubbewegung des Werkzeugs entlang der Fügelinie einsetzt. Dadurch

kann die auftretende Längskraft F_x und somit auch die Biegebelastung des Werkzeugs, insbesondere des Pins, am Nahtanfang reduziert werden (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 7 f.).

Schweißen

Das rotierende Werkzeug wird unter Beibehaltung der z-Position bzw. der Axialkraft F_a mit der Vorschubgeschwindigkeit v entlang des Fügestoßes bewegt und bildet dadurch die Schweißnaht (Abschnitt 2.2.2) aus. Der Fügeprozess findet vollständig in der festen Werkstoffphase beider Fügepartner statt, d. h. es tritt in der Regel keine Schmelze auf (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 15; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 71). Aufgrund der Überlagerung von Werkzeugrotation und -translation besitzt die Schweißnaht eine Asymmetrie. Es wird zwischen der *Gleichlaufseite* (engl. *Advancing Side*, kurz: AS) und der *Gegenlaufseite* (engl. *Retreating Side*, kurz: RS) unterschieden. Auf der AS entsprechen sich Werkzeugdreh- und Schweißrichtung, während diese auf der RS entgegengesetzt sind (DIN EN ISO 25239-1). Da die Fügeverbindung unter thermischer und mechanischer Belastung des Werkstoffs zustande kommt, wird FSW als thermo-mechanisches (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 43) oder auch als warmumformendes (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 126) Fügeverfahren bezeichnet.

Das Werkzeug erfüllt drei wesentliche Aufgaben: die Wärmeeinbringung in das Werkstück, die Vermischung der Fügepartner durch Werkstofftransport und die Vermeidung des Austritts von Werkstoff aus der Fügezone. Der aufgrund der eingebrachten Wärme entfestigte Werkstoff wird durch die Rotation und die Translation des Werkzeugs von der – in Schweißrichtung gesehen – Vorder- auf die Rückseite des Pins transportiert. Die Schulter dichtet die Fügezone nach oben hin ab, sodass der entfestigte Werkstoff nicht austreten kann und prägt die Nahtoberfläche aus (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 1). Zur Steigerung der Prozessrobustheit wird das Werkzeug unter einem zur Schweißrichtung stechenden Anstellwinkel α geführt (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 222), wodurch die nachlaufende Schulterkante den entfestigten Werkstoff zusätzlich verdichtet (Abbildung 2-7 auf S. 15).

Im positionsgeregelten Betrieb können Bauteilabweichungen, wie z. B. infolge von Blechdickenschwankungen, die Nahtqualität negativ beeinflussen. Derartige Störeinflüsse sind durch eine kraftgeregelte Werkzeugführung in z-Richtung kompensierbar, indem der Schulter-Werkstück-Kontakt über die gesamte Nahtlänge sichergestellt wird (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 83). Bei volumetrischen Fehlern, wie z. B. Lunkern in Gussbauteilen, besteht im kraftgeregelten Betrieb jedoch die Gefahr,

dass das Werkzeug unkontrolliert eintaucht und ggf. mit der Schweißunterlage kollidiert (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 222).

Rückzug
Am Nahtende wird das rotierende Werkzeug entlang seiner Rotationsachse aus dem Werkstück herausgezogen. Im Werkstück verbleibt der Negativabdruck des Werkzeugs, das sogenannte Endloch (DIN EN ISO 25239-1).

2.2.2 Schweißnahtmorphologie und -merkmale

Aus der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück resultiert ein für den FSW-Prozess charakteristisches Schweißnahtbild (Abbildung 2-2). Die Fügezone lässt sich in vier Bereiche einteilen (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 2).

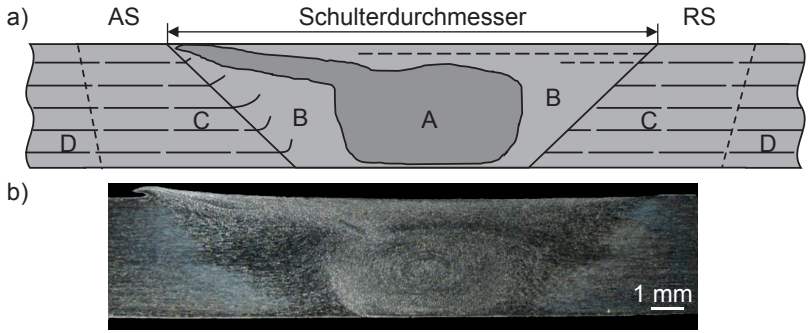


Abbildung 2-2: a) Einteilung der unterschiedlichen Nahtbereiche in Nugget (A), thermo-mechanisch beeinflusste Zone (B), Wärmeeinflusszone (C) und Grundwerkstoff (D); Advancing Side (AS), Retreating Side (RS) nach MISHRA & MAHONEY (2007, S. 2) – schematisch b) Querschliff einer FSW-Naht – Al-Knetlegierung

Im innersten Nahtbereich (A), dem sogenannten *Nugget* (dt. *Rührzone*), wird der Werkstoff durch den Pin unmittelbar durchmischt und erfährt eine massive plastische Deformation. In Kombination mit der hohen Prozesstemperatur nahe der Soliduslinie des Werkstoffs führt dies zu einer dynamischen Rekristallisation der ursprünglichen Gitterstruktur, sodass im Nugget ein feinkörniges Gefüge vorliegt (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 53). Angrenzend an das Nugget befindet sich im Bereich (B) die *thermo-mechanisch beeinflusste Zone* (TMZ). In diesem Nahtbereich reicht der Grad der plastischen Deformation nicht aus, um eine vollständige

dynamische Rekristallisation des Werkstoffs herbeizuführen. Die Unterscheidung der Bereiche Nugget und TMZ ist für Aluminiumlegierungen zutreffend, nicht jedoch zwangsläufig für andere Legierungen, wie z. B. Eisenwerkstoffe (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 72). Den äußersten, durch den Prozess beeinflussten Nahtbereich (C) bildet die *Wärmeeinflusszone* (WEZ), in der keine plastische Deformation stattfindet. Hier wird der Werkstoff durch ein transientes Temperaturfeld lediglich thermisch belastet. An die WEZ grenzt der weder thermisch noch mechanisch beeinflusste Grundwerkstoff (D). Die resultierenden mechanischen Eigenschaften in den einzelnen Zonen, wie z. B. die Härte und die Festigkeit, hängen, neben den Prozessbedingungen (Abschnitt 3.3.3), auch von der betrachteten Aluminiumlegierung ab, also davon, ob es sich um eine *naturharte* oder *warmaushärtbare* Legierung handelt und welcher Verfestigungs- bzw. Wärmebehandlungszustand vorliegt (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 53 f.).

Typischerweise bildet sich aufgrund der Kombination aus Rotation und Translation des Werkzeugs an der Nahtoberfläche ein rillenartiges Profil aus. Der Abstand zweier benachbarter Rillen entspricht dabei dem Werkzeugvorschub *f*, also der während einer Werkzeugumdrehung zurückgelegten Strecke (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 41). Dieses Phänomen ist auch im Nahtinneren zu beobachten und es ist insbesondere bei Mischverbindungen im Längsschliff durch die unterschiedliche Kontrastierung der Legierungen in Form von aneinander geschichteten Bändern im Abstand *f* deutlich erkennbar (Abbildung 2-3).

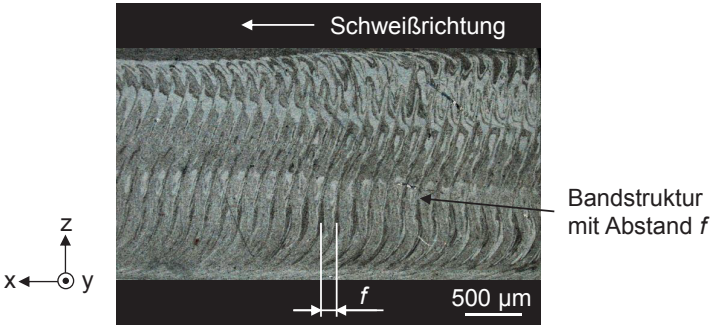


Abbildung 2-3: Längsschliff durch das Nugget einer FSW-Naht mit sichtbarer Bandstruktur im Abstand des Werkzeugvorschubs f – Mischverbindung aus einer Al-Druckgusslegierung (EN AC-43400) und einer Al-Knetlegierung (EN AW-6082)

Zur Beurteilung der Nahtqualität wird neben mechanischen Prüfmethoden, wie z. B. dem Querzugversuch (DIN EN ISO 6892-1), der Biegeprüfung (DIN EN ISO 5173) oder der Härtemessung nach Vickers (DIN EN ISO 6507-1), häufig auch die optische Bewertung anhand von Querschliffen (DIN EN ISO 17639) angewandt (VÖLLNER 2010, S. 20). Nachfolgend werden einige typische Nahtfehler bzw. -merkmale beschrieben, die bereits mithilfe einfacher, makroskopischer Untersuchungen von Querschliffen, d. h. mit bloßem Auge bzw. mit geringer Vergrößerung (DIN EN ISO 17639, S. 4), erkennbar sind. Als Ursache für die Nahtfehler bzw. -merkmale sind Unregelmäßigkeiten im Werkstofffluss um das Werkzeug herum oder eine fehlerhafte Positionierung des Werkzeugs zu nennen (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 246).

Schlauchpore

Die *Schlauchpore* (auch *Tunnelfehler* genannt) ist der häufigste Fehler beim FSW (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 280). Es handelt sich hierbei um einen röhrenförmigen Hohlraum (DIN EN ISO 25239-5; DIN EN ISO 6520-2), der meist auf der Advancing Side aufgrund eines gestörten Werkstofffluss auftritt (Abbildung 2-4). Der Werkstoff wird nicht vollständig um den Pin herum transportiert, sodass der durch die Vorschubbewegung des Werkzeugs entstehende Hohlraum nicht geschlossen werden kann (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 12 und S. 294). Die Ursachen hierfür können prozess- oder werkzeugseitiger Natur sein.

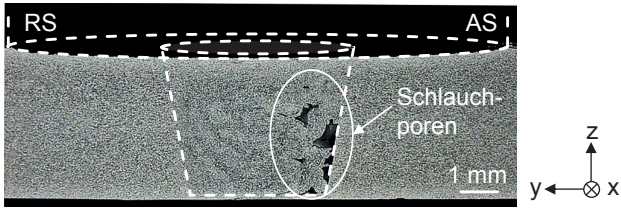


Abbildung 2-4: Querschliff einer FSW-Naht mit Schlauchporen auf der Advancing Side (AS); Werkstoff EN AW-5083-H111; Werkzeug schematisch eingezeichnet

So tritt eine Störung im Werkstofffluss einerseits auf, wenn die Wärmegenerierung durch das Werkzeug beispielsweise aufgrund einer zu hohen Vorschubgeschwindigkeit v, einer zu niedrigen Drehzahl n, einer zu kleinen Axialkraft F_a oder einer Kombination daraus zu gering ist (siehe auch Abschnitt 3.3), um den Werkstoff hinreichend zu entfestigen (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 280 und S. 292; KIM ET AL.

2006). Die Prozessparameter bzw. die Schweißnaht gelten dann als zu „kalt“ (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 255). Andererseits wird der Werkstoffffluss maßgeblich auch durch die Werkzeuggeometrie beeinflusst. Ein nicht oder nur unzureichend profilierter Pin erzeugt nicht den notwendigen Werkstofftransport, um Schlauchporen zu vermeiden (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 257).

Neben den genannten Aspekten kann ebenso eine Fehlpositionierung der beiden Fügepartner, wie z. B. ein Fügespalt bei Stumpfstoßverbindungen, zu einer Schlauchpore führen (LEONARD & LOCKYER 2003). In diesem Fall liegt bereits vor Schweißbeginn ein Werkstoffdefizit im Nahtbereich vor, das durch den Fügeprozess ohne eine entsprechende Anpassung der Prozessparameter nicht behoben werden kann.

Unvollständige Durchschweißung

Bei einer *unvollständigen Durchschweißung* sind die Fügepartner nicht über die gesamte Blechdicke h miteinander verbunden (DIN EN ISO 25239-1; DIN EN ISO 25239-5). Im Nahtwurzelbereich verbleiben die Stoßflächen stattdessen undeformiert und somit unverschweißt. Es wird zwischen einem sogenannten *Lack of Penetration* (LOP) und einem *Lack of Fusion* (LOF) unterschieden. Ein LOP liegt vor, wenn der Pin zu kurz eingestellt ist oder Blechdickenschwankungen bei fester Pinlänge nicht kompensiert werden (Abbildung 2-5a). Bei einem zu großen Werkzeugversatz seitlich zum Fügestoß aufgrund einer Fehlpositionierung oder einer zu geringen Anlagensteifigkeit handelt es sich um einen LOF (Abbildung 2-5b). In diesem Fall wird der Fügestoß vom Pin nicht vollständig erfasst. Insbesondere bei dynamischer Belastung wird die Schweißnahtfestigkeit durch die Kerbwirkung des nicht verschweißten Nahtwurzelbereichs reduziert, der einen Ausgangspunkt für Risswachstum darstellt (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 259 ff.).

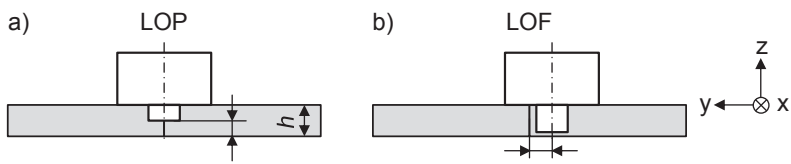


Abbildung 2-5: Schematische Darstellung einer unvollständigen Durchschweißung am Beispiel einer Stumpfstoßverbindung aufgrund von a) Lack of Penetration (LOP) und b) Lack of Fusion (LOF)

Schweißgrat
Werkstoff, der von der Werkzeugschulter nicht in der Fügezone gehalten werden kann, sondern aus dieser herausgedrückt wird, lagert sich als *Schweißgrat* neben der Schweißnaht auf der Werkstückoberfläche ab (DIN EN ISO 25239-1). Ein kleiner Schweißgrat stellt zunächst ein Merkmal einer FSW-Naht dar und ist noch kein Fehler. Ist jedoch der Wärmeeintrag in das Werkstück beispielsweise aufgrund einer zu hohen Drehzahl n oder Axialkraft F_a zu groß, so wird übermäßig viel Werkstoff aus der Fügezone verdrängt, da der entfestigte Werkstoff dem Werkzeug keinen ausreichenden Widerstand mehr entgegensetzen kann (KIM ET AL. 2006). Insbesondere im kraftgeregelten Schweißmodus besteht dann die Gefahr, dass das Werkzeug immer tiefer ins Werkstück eintaucht und dadurch einen exzessiven Schweißgrat verursacht, der zwangsläufig mit einer Reduktion des tragenden Nahtquerschnitts einhergeht (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 249).

Die genannten Fehler bzw. Merkmale beeinflussen vor allem die statische Zugfestigkeit R_m der Schweißnaht (Abschnitt 2.3.4), die im Rahmen dieser Arbeit ein wichtiges, quantitatives Qualitätskriterium darstellt, und ermöglichen somit auch eine Plausibilitätsprüfung der Ergebnisse aus dem statischen Zugversuch.

2.2.3 Vor- und Nachteile des Verfahrens

Aus der Tatsache, dass die Prozesstemperatur beim FSW unterhalb der Schmelztemperatur des Werkstoffs liegt, resultieren entscheidende Vorteile gegenüber konventionellen Schmelzschweißverfahren. Jedoch ergeben sich daraus auch einige Restriktionen. Die wesentlichen Vor- und Nachteile des FSW sind in Tabelle 2-1 aufgeführt und werden nachfolgend beschrieben.

Tabelle 2-1: Vor- und Nachteile des FSW-Verfahrens nach LOHWASSER & CHEN (2010, S. 20)

Vorteile	Nachteile
• Gute Schweißeignung insbesondere von Aluminiumlegierungen • Hohe Nahtfestigkeit • Mischverbindungen realisierbar • Hohe Ressourceneffizienz • Gute Automatisierbarkeit	• Relativ hohe Prozesskräfte • Aufwendige Spann- und Anlagentechnik • Einschränkungen in der Nahtgeometrie und Stoßart • Endloch am Nahtende

Vorteile

Prinzipiell lassen sich mit FSW alle metallischen Werkstoffe fügen. Bei Aluminiumlegierungen werden die Potentiale des Verfahrens jedoch am besten ausgeschöpft, da einerseits ein kostengünstiges, verschleißbeständiges Werkzeug aus Stahl verwendet werden kann (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 9) und andererseits manche Aluminiumlegierungen, wie z. B. die der Reihen 2xxx und 7xxx, nur schwer oder gar nicht schmelzschweißgeeignet sind (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 71). Heißrisse und Gasporosität, die beim Schmelzschweißen von Aluminiumlegierungen durch die sprunghafte Abnahme der Wasserstofflöslichkeit während des Erstarrungsprozess bedingt sind (OSTERMANN 2007, S. 594), treten in FSW-Nähten nicht auf (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 245 f. und S. 343). So können auch Aluminiumgusslegierungen fehlerfrei rührreibgeschweißt werden (LUAN ET AL. 2004; VAN HAVER ET AL. 2007; ROTH ET AL. 2011). Ferner sind Mischverbindungen nicht nur zwischen unterschiedlichen Aluminiumlegierungen realisierbar, sondern auch zwischen Werkstoffen mit deutlich unterschiedlichen physikalischen und mechanischen Eigenschaften, wie z. B. zwischen Aluminium und Stahl oder zwischen Aluminium und Titan (DEBROY & BHADESHIA 2010; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 343 ff.).

Aufgrund des feinkörnigen Gefüges im Nahtbereich (Abschnitt 2.2.2) und der relativ niedrigen Prozesstemperaturen können die mechanischen Eigenschaften der FSW-Nähte, wie z. B. die Festigkeit und die Duktilität, abhängig von der Legierung und dem Wärmebehandlungszustand des Ausgangsmaterials, das Niveau des Grundwerkstoffs erreichen (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 22; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 3). Somit bleibt die Umformbarkeit FSW-geschweißter Bauteile auch im Nahtbereich erhalten, wodurch Fertigungsketten flexibler gestaltet werden können (MAYER & SCHILLING 2007; LEITÃO ET AL. 2009; MESTEK ET AL. 2012). Zudem ist der Schweißverzug im Vergleich zu Schmelzschweißverfahren meist deutlich geringer (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 21).

Mit Blick auf ökonomische und ökologische Gesichtspunkte ist zu erwähnen, dass weder Schutzgas noch Schweißzusatzwerkstoffe erforderlich sind und keine schädlichen Emissionen entstehen (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 274). Folglich kann beim FSW der Aufwand für Sicherheitsvorkehrungen gegenüber Schmelzschweißverfahren verringert werden. Darüber hinaus erleichtert der hohe Mechanisierungsgrad des FSW-Prozesses dessen Automatisierbarkeit. Potentielle Fehlerquellen durch manuelle Eingriffe werden somit reduziert, wodurch die Prozessrobustheit gesteigert wird (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 22 f.). Nicht zuletzt ist der Energieverbrauch beim FSW im Vergleich zu Schmelzschweißverfahren geringer

(LOHWASSER & CHEN 2010, S. 15, 26, 152). MISHRA & MA (2005) beziffern den Energieeinsatz für eine FSW-Naht auf 2,5 % der für eine vergleichbare Lasernaht benötigten Energie, ohne jedoch die verwendete Systemtechnik näher zu beleuchten. Wird dieser Aspekt hingegen berücksichtigt, fällt der Unterschied zwischen FSW und Laserschweißverfahren hinsichtlich der Gesamtenergiebilanz wesentlich geringer aus (REINHARDT 2014).

Nachteile

Da die auftretenden Prozesskräfte, die im zweistelligen kN-Bereich liegen können, nicht manuell aufgebracht werden können, sondern maschinell bereitgestellt werden müssen, ist ein hoher Mechanisierungsgrad notwendig. Um diese Kräfte einerseits zu generieren und andererseits über das Bauteil abzustützen, ist eine entsprechend steife Anlagen- und Spanntechnik erforderlich (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 23 f.). Dabei steigen die Investitionskosten mit zunehmender Einschweißtiefe und der damit geforderten Anlagensteifigkeit (VÖLLNER 2010, S. 30).

Komplexe, dreidimensionale Schweißnahtgeometrien erhöhen die Anforderungen an die Kinematik der Anlagentechnik, da das Werkzeug idealerweise unter einem stechenden Anstellwinkel α (Abschnitt 2.3.2) zu führen ist, und sind daher nur bedingt darstellbar. Auch hinsichtlich der möglichen Stoßarten sind Einschränkungen hinzunehmen. So können beispielsweise Kehlnähte nicht ohne weiteres geschweißt werden (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 23).

Schließlich ist das Endloch am Nahtende (Abschnitt 2.2.1) zu berücksichtigen. Dieses sollte nach Möglichkeit außerhalb des Kraftflusses im Bauteil positioniert werden oder durch entsprechende Methoden, wie z. B. die Verwendung von Auslaufblechen oder den Einsatz von Werkzeugen mit variabler Pinlänge, gänzlich vermieden bzw. in seiner Ausprägung reduziert werden (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 223). Eine besondere Herausforderung stellt das Endloch beim Fügen von Rohren dar (RUHSTORFER 2012).

2.3 Prozesscharakterisierung

Der FSW-Prozess unterliegt einer Vielzahl von Eingangsgrößen, von denen das Schweißergebnis abhängig ist (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 71; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 29). Zusätzlich können Störgrößen den Prozess und die resultierenden Nahteigenschaften, d. h. die Ausgangsgrößen, beeinträchtigen. Abbildung 2-6 enthält eine nicht abschließende Übersicht wesentlicher Ein- und Ausgangsgrößen des FSW-Prozesses. Während die Störgrößen im Allgemeinen nicht kontrolliert

werden können, lassen sich die Eingangsgrößen danach unterteilen, ob sie lediglich im Vorfeld des Schweißprozesses (*offline*) oder auch während des Prozesses (*online*) kontrollierbar sind. Analog dazu können die Prozessausgangsgrößen in online und offline messbare Größen eingeteilt werden.

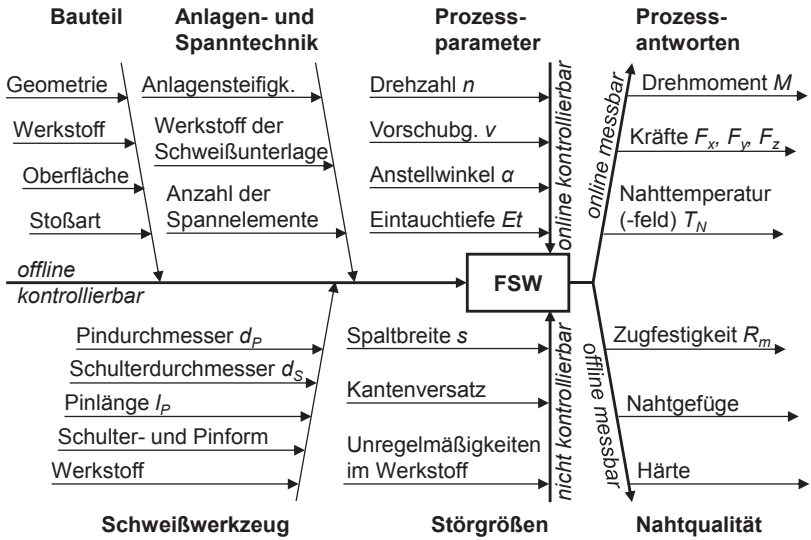


Abbildung 2-6: Eingangs- und Ausgangsgrößen des FSW-Prozesses (positionsgeregelt) sowie mögliche Störgrößen nach RUHSTORFER *(2012, S. 5 und S. 13)*

2.3.1 Offline kontrollierbare Eingangsgrößen

Bauteil

Die Geometrie, die Werkstoffeigenschaften und die Oberflächenbeschaffenheit des zu fügenden Bauteils sowie die Stoßart haben einen maßgeblichen Einfluss auf den FSW-Prozess (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 185-187). In der Praxis sind die Bauteileigenschaften vom Anwender jedoch nur bedingt veränderbar, sondern bereits vorgegeben und definieren damit die Fügeaufgabe. Zusätzlich können sich Fertigungsabweichungen als Störgrößen auf den Fügeprozess negativ auswirken (Abschnitt 2.3.5).

Anlagen- und Spanntechnik
Abhängig vom Bauteil und den daraus resultierenden Prozessanforderungen ist eine entsprechende Anlagen- und Spanntechnik zu wählen (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 73 ff.). Während die Anlagentechnik in der Praxis meist vorgegeben ist und kurzfristig nicht variiert wird, lässt sich die Spanntechnik bauteilspezifisch adaptieren. Dabei hat der Werkstoff der Schweißunterlage, die der Abstützung der hohen Axialkräfte F_a dient, einen wesentlichen Einfluss auf die thermischen Randbedingungen an der Nahtunterseite und damit auf den Wärmehaushalt in der Schweißnaht (FEHRENBACHER ET AL. 2014; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 99). Durch entsprechende Spannelemente ist sicherzustellen, dass sich die Fügepartner nicht aufwölben oder relativ zueinander verschieben können, um einen Kantenversatz oder einen Spalt in der Fügezone zu vermeiden (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 99 und S. 186).

Soll der FSW-Prozess hingegen auf eine andere Anlage übertragen werden, spielt die Anlagensteifigkeit eine wichtige Rolle und muss insbesondere bei der Wahl der Axialkraft F_a bzw. der Eintauchtiefe Et (Abschnitt 2.3.2) berücksichtigt werden (ZAEH & GEBHARD 2009). Große Beachtung erfordert die Anlagensteifigkeit vor allem beim Einsatz von Robotersystemen, da es aufgrund der Prozesskräfte zu unzulässigen Abweichungen der Werkzeugposition von der programmierten Schweißbahn kommen kann (ZAEH & VOELLNER 2010).

Schweißwerkzeug
Das Schweißwerkzeug, das ebenfalls in Abhängigkeit der durch das Bauteil festgelegten Fügeaufgabe gewählt wird, hat als zentraler Bestandteil beim FSW unmittelbar Einfluss auf den Prozess (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 186). Im Vergleich zur Anlagen- und Spanntechnik kann das Werkzeug mit geringstem Aufwand variiert werden und stellt damit eine wichtige offline kontrollierbare Eingangsgröße für den FSW-Prozess dar. Die Werkzeuggeometrie prägt die resultierende Nahtform und lässt sich im Wesentlichen durch den Schulterdurchmesser d_S, den Pindurchmesser d_P und die Pinlänge l_P beschreiben (Abbildung 2-7). Generell steigen mit zunehmenden Werkzeugabmessungen die erforderlichen Kräfte und das Drehmoment (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 221).

Die Pinlänge l_P wird durch die geforderte Einschweißtiefe, die bei Stumpfstoßverbindungen von der Blechdicke h abhängt, bestimmt. Der Pindurchmesser d_P ist in Abhängigkeit von der Pinlänge l_P so zu dimensionieren, dass ein Bruch des Pins aufgrund eines zu hohen Biegemoments, das aus den auftretenden Längs- und Querkräften resultiert, vermieden wird (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 25). Für die Wahl des Schulterdurchmessers d_S sind die Wärmeleitfähigkeit des zu fügenden

Werkstoffs und die Blechdicke h zu berücksichtigen, um einen ausreichenden Wärmeeintrag zu gewährleisten. Nach MISHRA & MAHONEY (2007, S. 25 und S. 275 f.) hat sich für das Verhältnis d_S/d_P, abhängig von der Einschweißtiefe und der Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs, ein Bereich von zwei bis drei als bewährt erwiesen.

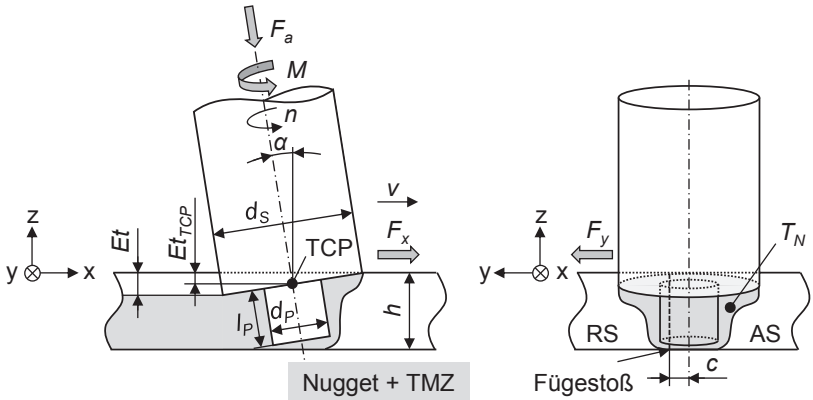


Abbildung 2-7: Ein- und Ausgangsgrößen beim FSW – Werkzeuggeometrie (d_S, d_P, l_P), Prozessparameter (n, v, α, c, Et_{TCP}) und Prozessantworten (F_x, F_y, F_a, M, T_N); Et entspricht dem Nahteinfall (in Anlehnung an RUHSTORFER (2012, S. 8))

Wie bereits in Abschnitt 2.2.1 erwähnt, werden die Schulter und der Pin, ausgehend von der einfachsten Ausführung als Zylinder (Abbildung 3-3 auf S. 43), zur Verbesserung und Steuerung des Werkstoffflusses oftmals mit zusätzlichen Geometriemerkmalen, wie z. B. einer Spirale bzw. einem Gewinde, versehen. Der Pin ist meist konisch geformt, um die Prozesskräfte in Axial- und Schweißrichtung zu reduzieren. Zusätzlich kann der Werkstofffluss um den Pin herum durch seitliche Abflachungen an der Pinmantelfläche (Abbildung 3-8 auf S. 55) erhöht werden. Neben der Werkzeuggeometrie spielt der Werkzeugwerkstoff eine wichtige Rolle, da dieser den hohen thermischen und mechanischen Belastungen im Prozess standhalten muss, ohne dass sich dabei die Werkzeuggeometrie aufgrund von Verschleiß unzulässig verändert (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 7 ff.).

2.3.2 Online kontrollierbare Eingangsgrößen

Die nachfolgend beschriebenen Eingangsgrößen sind von besonderer Bedeutung, da sie auch während des Schweißprozesses verändert werden können und somit die Möglichkeit zur Prozesssteuerung bzw. -regelung bieten. Im Rahmen dieser Arbeit werden die online kontrollierbaren Eingangsgrößen als *Prozessparameter* bezeichnet. Die Steuerung und die Überwachung der Prozessparameter wird beim FSW von der Maschinensteuerung bewerkstelligt (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 82 ff.). Als wichtigste Parameter gelten dabei die Drehzahl n, die Vorschubgeschwindigkeit v und – im kraftgeregelten Modus – die Axialkraft F_a (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 42; NANDAN ET AL. 2008B, S. 22; RECORD ET AL. 2004). Die Positionierung des Werkzeugs relativ zum Werkstück wird durch den Anstellwinkel α, den seitlichen Achsversatz c und – im positionsgeregelten Modus – die Eintauchtiefe des Werkzeugbezugspunkts (engl. Tool Center Point, kurz: TCP) Et_{TCP} bestimmt (Abbildung 2-7).

Drehzahl

Die Drehzahl n, mit der das Werkzeug rotiert, ist bei gegebener Werkzeuggeometrie die Haupteinflussgröße auf die erzeugte Reibungswärme (RECORD ET AL. 2004; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 51). Je höher die Drehzahl n ist, desto mehr Reibungswärme wird erzeugt und desto schneller steigt die Werkzeugtemperatur an (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 57). Neben der Wärmegenerierung beeinflusst die Drehzahl n auch maßgeblich den Werkstofffluss um den Pin herum (SCHMIDT & HATTEL 2005A). Damit hat n im Vergleich zur Vorschubgeschwindigkeit v und zur Axialkraft F_a bzw. zum Anstellwinkel α und zur Eintauchtiefe Et_{TCP} den größten Einfluss auf das Gefüge in der Schweißnaht und deren mechanische Eigenschaften (COLEGROVE ET AL. 2007; PEEL ET AL. 2006).

Vorschubgeschwindigkeit

Die Vorschubgeschwindigkeit v des Werkzeugs beeinflusst vor allem die ins Werkstück eingebrachte Streckenenergie E_S (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 232; FEHRENBACHER ET AL. 2008). Diese sinkt mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit v, sodass die Nahttemperatur T_N geringer wird, was wiederum höhere Prozesskräfte zur Folge hat (ARBEGAST 2005; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 222). GEBHARD (2011, S. 112) ermittelte einen linearen Zusammenhang zwischen der Längskraft F_x und der Vorschubgeschwindigkeit v.

Eintauchtiefe und Axialkraft

Die Eintauchtiefe Et und die Axialkraft F_a (Abbildung 2-7) sind eng miteinander gekoppelt und stehen zueinander in einem linearen Zusammenhang (GEBHARD 2011, S. 114). Abhängig vom Regelungsmodus, d. h. Positions- oder Kraftregelung, können Et und F_a entweder eine Ein- oder eine Ausgangsgröße sein. Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Prozess ausschließlich positionsgeregelt betrieben, sodass Et als Eingangsgröße und F_a als Ausgangsgröße (Abschnitt 2.3.3) zu betrachten sind.

Nach DIN EN ISO 25239-1 ist die Eintauchtiefe Et die Strecke, „um die die hintere Werkzeugkante in das Schweißgut hineingedrückt wird“ (DIN EN ISO 25239-1, S. 14). Wie aus Abbildung 2-7 hervorgeht, ergibt sich Et aus der Eintauchtiefe des TCP Et_{TCP}, dem Anstellwinkel α und dem Schulterdurchmesser d_S wie folgt:

$$Et = Et_{TCP} + \frac{d_S}{2} \sin \alpha \tag{2-1}$$

Der TCP ist dabei der Schnittpunkt der Werkzeugachse mit der Schulterebene. Et_{TCP} wird durch die Positionierung des Werkzeugs normal zur Werkstückoberfläche (in z-Richtung) eingestellt. Da die hintere Werkzeugkante die Geometrie der Nahtoberfläche ausprägt, ist die Eintauchtiefe Et somit auch ein Maß für den Nahteinfall. Nach GEBHARD (2011, S. 54 f.) kann die tatsächliche Eintauchtiefe abhängig von der Steifigkeit der Maschine und der Spanntechnik geringer sein als die theoretische Eintauchtiefe Et aus Gleichung (2-1).

Die Eintauchtiefe Et bzw. die Axialkraft F_a beeinflussen unmittelbar die in der Kontaktzone zwischen Werkzeugschulter und Werkstoff herrschende Druckspannung p und somit auch die erzeugte Reibungswärme. Auch die zur Vermeidung von Schlauchporen (Abschnitt 2.2.2) erforderliche Nahtverdichtung hängt von Et bzw. F_a ab (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 12).

Anstellwinkel

Der Anstellwinkel α ist der Neigungswinkel der Werkzeugachse entgegen der Schweißrichtung (Abbildung 2-7) und beeinflusst nach Gleichung (2-1) ebenfalls die resultierende Eintauchtiefe Et und folglich auch die Axialkraft F_a. Zur Erhöhung der Prozessrobustheit wird α typischerweise zwischen 1,5° und 3° gewählt, wodurch jedoch die Anforderungen an die Flexibilität der Anlagentechnik steigen (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 220-222).

Seitlicher Achsversatz
Der seitliche Achsversatz c ist nach DIN EN ISO 25239-1 der Abstand der Werkzeugachse zur Stoßfläche (Abbildung 2-7) und ist in der Regel null. Bei manchen Anwendungen, wie z. B. beim Fügen von Aluminium mit Stahl im Stumpfstoß, ist es jedoch zweckmäßig, das Werkzeug zum weicheren Fügepartner zu versetzen, um den Werkzeugverschleiß und die Prozesskräfte zu reduzieren (WATANABE ET AL. 2006). Im Falle einer zu geringen Anlagensteifigkeit kann es hingegen, aufgrund einer Werkzeugverlagerung seitlich zum Fügestoß durch die wirkende Querkraft F_y, zu einem unerwünschten Achsversatz c kommen (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 92). Der seitliche Achsversatz c ist dann als eine Ausgangsgröße zu betrachten. Eine unzureichende oder fehlende Anbindung (LOF) der beiden Fügepartner kann die Folge sein (Abbildung 2-5b).

2.3.3 Online messbare Ausgangsgrößen

Zu den während des Prozesses messbaren Ausgangsgrößen zählen die Prozesskräfte, das Drehmoment und die Nahttemperatur. Die Ausgangsgrößen unterstreichen den thermo-mechanischen Charakter des FSW-Prozesses und werden im Weiteren als *Prozessantworten* bezeichnet.

Prozesskräfte
Während des Schweißprozesses wirken auf das Werkzeug eine Längskraft F_x, eine Querkraft F_y und eine Axialkraft F_a (Abbildung 2-7). Die Längskraft F_x resultiert aus dem Widerstand des Werkstoffs gegen die Vorschubbewegung des Werkzeugs (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 231). Die Überlagerung von Rotation und Translation führt zu unterschiedlichen Kontaktbedingungen an der in Schweißrichtung vorderen und hinteren Schulterkante bzw. Pinmantelfläche und damit zu unterschiedlichen Umfangskräften. Aus dieser Asymmetrie der seitlich auf das Werkzeug wirkenden Kräfte resultiert eine Querkraft F_y. Insbesondere bei Anlagen mit geringer Steifigkeit kann F_y eine signifikante Werkzeugverlagerung quer zur Schweißrichtung zur Folge haben (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 258 und S. 263).

Von zentraler Bedeutung für den FSW-Prozess ist die Axialkraft F_a, die entlang der Rotationsachse des Werkzeugs wirkt (vgl. auch Abschnitt 2.3.2). Die Axialkraft F_a ergibt sich dabei aus dem Widerstand des Werkstoffs gegen das Eindringen des Werkzeugs in der Eintauchphase. Während der Vorschubbewegung ist F_a die erforderliche Kraft zur Aufrechterhaltung des Kontakts zwischen der Werkzeugschulter und der Nahtoberfläche. Im Zusammenwirken mit der Werkzeugschulter hat die

Axialkraft F_a folglich einen maßgeblichen Einfluss auf die Verdichtung der Schweißnaht und damit auf deren Qualität (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 13).

Drehmoment

Neben den Prozesskräften, die im Wesentlichen aus der translatorischen Bewegung des Werkzeugs resultieren, wirkt auf das Werkzeug aufgrund der Rotation zusätzlich ein Drehmoment M. Dieses hängt in hohem Maße von den Kontaktbedingungen (*Gleiten* und *Haften*) in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück ab (Abschnitt 3.4.2). So ergibt sich das Drehmoment M zum einen Teil aus der Reibung im Werkzeug-Werkstück-Kontakt (WWK) und zum anderen Teil aus dem Widerstand des am Werkstück anhaftenden Werkstoffs gegen den Werkstofffluss um den Pin herum (ARORA ET AL. 2011B, S. 11).

Nach MISHRA & MAHONEY (2007, S. 280) stehen das Drehmoment M und der Werkstofffluss in einem engen Zusammenhang. Störungen im Werkstofffluss führen zu Nahtfehlern und machen sich in Form von Änderungen im resultierenden Drehmoment M bemerkbar. Somit bietet M, als eine wesentliche Antwort des Prozesses auf den Werkstofffluss, die Möglichkeit zur Überwachung und Kontrolle der Nahtqualität.

Das Drehmoment und die Prozesskräfte können indirekt über die Motorströme der das Werkzeug antreibenden Maschinenspindel bzw. der verfahrbaren Maschinenachsen erfasst werden (GEBHARD & ZÄH 2008; MEHTA ET AL. 2013). Alternativ ist auch eine direkte Messung mithilfe entsprechender Sensoren, die entweder werkzeug- oder werkstückseitig angebracht sind, möglich. Dabei ist die direkte der indirekten Messmethode mit Blick auf die Genauigkeit der Messergebnisse vorzuziehen (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 232; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 80-82).

Nahttemperatur

Als thermische Prozessantwort ist die Nahttemperatur T_N (genauer: das Temperaturfeld) zu nennen, die zunächst vom Wärmeeintrag in die Schweißnaht durch Reibung im WWK und durch Dissipation aufgrund der plastischen Deformation des Werkstoffs abhängig ist (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 232; NANDAN ET AL. 2008B, S. 5; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 37). Darüber hinaus haben die Werkstoffeigenschaften des Bauteils, wie z. B. die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 192), sowie die thermischen Randbedingungen, die beispielsweise durch den Werkstoff und die Größe der Schweißunterlage bestimmt werden, einen bedeutenden Einfluss auf die Nahttemperatur T_N (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 29 und S. 232). Aufgrund der selbstregulierenden

Eigenschaft des FSW-Prozesses hinsichtlich des Wärmeeintrags bleibt die maximal erreichbare Nahttemperatur T_N stets unterhalb der Solidustemperatur $T_{Solidus}$ des zu fügenden Werkstoffs (NANDAN ET AL. 2008B, S. 3 und S. 27; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 39 und S. 188).

Die Nahttemperatur T_N muss einerseits hoch genug sein, um den Werkstoff in unmittelbarer Nähe des Werkzeugs soweit zu entfestigen, damit ein hinreichender Werkstofftransport um den Pin herum möglich ist und eine fehlerfreie Naht erzeugt werden kann (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 187). Andererseits sind die Prozessparameter so zu wählen, dass T_N möglichst gering ist, um die thermische Schädigung des Werkstoffs und die hiermit einhergehende Herabsetzung der mechanischen Nahteigenschaften zu reduzieren. Nach ARORA ET AL. (2011B) und QIAN ET AL. (2013) liegt die mit Blick auf die resultierende Nahtqualität optimale Nahttemperatur T_N im Bereich zwischen 0,87 % und 90 % bzw. zwischen 80 % und 90 % der Solidustemperatur $T_{Solidus}$ des Werkstoffs.

Im Gegensatz zur Kraft- und Drehmomentmessung ist bei der Erfassung der Nahttemperatur T_N zunächst die Frage nach der geeigneten Messposition zu klären. Davon abhängig ist eine Messmethode zu wählen. So lässt sich die Temperatur(-verteilung) an der Nahtoberfläche beispielsweise mithilfe der Thermografie berührungslos erfassen, wobei die Messapparatur mit dem bewegten Werkzeug mitgeführt werden kann. Nachteilig an dieser Methode ist jedoch, dass die Temperatur in der Prozesszone, d. h. in dem Nahtbereich direkt unterhalb der Werkzeugschulter, wo während des Schweißprozesses die plastische Deformation des Werkstoffs stattfindet, nicht gemessen werden kann, da die Prozesszone vom Werkzeug verdeckt wird. Das Gleiche gilt für die Temperatur im Inneren der Naht. Darüber hinaus muss der temperaturabhängige Emissionskoeffizient der Werkstückoberfläche im Vorfeld bestimmt werden (RUHSTORFER 2012, S. 87-90). Thermoelemente (TE) hingegen ermöglichen die taktile, punktuelle Messung der Temperatur im Werkstück, allerdings nicht unmittelbar in der Prozesszone, da die Thermoelemente durch die plastische Deformation des Werkstoffs im Nugget und in der TMZ (Abschnitt 2.2.2) zerstört werden würden. Eine viel versprechende Möglichkeit zur Erfassung der Temperatur in unmittelbarer Nähe der bewegten Prozesszone ist die Integration von Thermoelementen in die Werkzeugschulter und/oder in den Pin (ASSIDI ET AL. 2010; RUHSTORFER 2012, S. 90-92; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 190).

2.3.4 Offline messbare Ausgangsgrößen

Zu den Ausgangsgrößen, die erst nach dem Fügeprozess messbar sind, zählen alle Nahteigenschaften, die durch zerstörende Prüfverfahren ermittelt werden können und somit eine unmittelbare Beurteilung der Schweißnahtqualität erlauben, wie z. B. die Zugfestigkeit, die Schwingfestigkeit, das Nahtgefüge und die Härte. Die Zugfestigkeit und das Gefüge der Schweißnaht werden im Rahmen dieser Arbeit als Qualitätskriterien verwendet und im Folgenden näher beschrieben.

Zugfestigkeit
Die Zugfestigkeit R_m ist ein Kennwert des quasistatischen Zugversuchs nach DIN EN ISO 6892-1 und berechnet sich aus der während des Zugversuchs auftretenden Höchstkraft bezogen auf den Ausgangsquerschnitt der Zugprobe. Da die Reduktion des Ausgangsquerschnitts aufgrund der Querkontraktion nicht berücksichtigt wird, handelt es sich bei R_m um die sogenannte Ingenieur-Spannung (technische Spannung), die kleiner als die tatsächliche Spannung ist. Zur Prüfung von FSW-Schweißverbindungen gemäß DIN EN ISO 25239-4 ist die Norm DIN EN ISO 4136 zu berücksichtigen. Diese beschreibt speziell die Probengeometrie und -fertigung für den Querzugversuch von Stumpfschweißverbindungen, welche in der vorliegenden Arbeit relevant sind. Die dabei ermittelte Zugfestigkeit R_m gibt Auskunft über die Belastbarkeit der Schweißnaht im Vergleich zum Grundwerkstoff.

Im Gegensatz zur Zugfestigkeit R_m sind andere im Zugversuch ermittelte Kennwerte, wie z. B. die Dehngrenze oder die Bruchdehnung, nicht ohne weiteres zum Vergleich der Schweißnaht mit dem Grundwerkstoff geeignet. Während des Querzugversuchs greift die Prüfkraft quer zur Schweißnaht an, sodass alle Nahtzonen, d. h. das Nugget, die TMZ, die WEZ und der Grundwerkstoff selbst (vgl. Abbildung 2-2), im Kraftfluss liegen. Aufgrund des unterschiedlichen Gefüges wird die Zugprobe in den einzelnen Zonen unterschiedlich gedehnt. Folglich kann die gemessene Gesamtdehnung der geschweißten Zugprobe nicht sinnvoll mit der Dehnung einer nicht geschweißten Zugprobe verglichen werden (VÖLLNER 2010, S. 18).

Nahtgefüge
Das resultierende Nahtgefüge kann verschiedene verfahrensspezifische Merkmale und Fehler aufweisen (Abschnitt 2.2.2). Im Rahmen dieser Arbeit wird das Nahtgefüge hinsichtlich der Existenz von Schlauchporen (der am häufigsten auftretende Fehler beim FSW) ausgewertet. Schlauchporen reduzieren den tragenden Querschnitt der Naht und verringern somit die Festigkeit der Schweißnaht. Eine gängige Methode zur Bewertung des Nahtgefüges sind makro- bzw. mikroskopische Unter-

suchungen anhand von Querschliffen nach DIN EN ISO 17639. Schlauchporen erscheinen in einem Querschliff makroskopisch als zweidimensionales Gebilde (Abbildung 2-4) und können beispielsweise durch ihre maximale Ausdehnung quer zur Schweißrichtung quantitativ erfasst werden (DIN EN ISO 25239-5).

2.3.5 Störgrößen beim Fügen von Stumpfstoßverbindungen

Als *Störgrößen* werden im Folgenden jene Einflussgrößen bezeichnet, die vom Anwender nicht oder nur mit erhöhtem Aufwand kontrollierbar sind und sich auf den FSW-Prozess bzw. auf die resultierende Nahtqualität negativ auswirken. Dazu zählen u. a. geometrische Unregelmäßigkeiten in der Fügezone, wie beispielsweise ein Spalt und ein Kantenversatz (Abbildung 2-8), Unregelmäßigkeiten im Ausgangswerkstoff, wie z. B. Hohlräume und Schwankungen der mechanischen Eigenschaften, sowie der Werkzeugverschleiß (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 185 f.). Beim Fügen von Aluminiumlegierungen ist der Werkzeugverschleiß jedoch vernachlässigbar gering (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 9), sodass hieraus kein nennenswerter Einfluss auf den Schweißprozess zu erwarten ist.

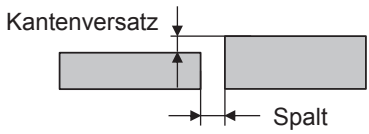


Abbildung 2-8: Spalt und Kantenversatz im Fügestoß – geometrische Unregelmäßigkeiten als Störgrößen beim FSW (schematisch)

Geometrische Unregelmäßigkeiten in der Fügezone

Die Ursachen für einen Spalt im Fügestoß können in zu weit gefassten Bauteiltoleranzen, in Fertigungsabweichungen oder in einer unzureichenden Spanntechnik liegen, die die erforderliche Fixierung der Fügepartner zueinander unter den auftretenden Prozesskräften nicht gewährleistet (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 99 und S. 186). Als kontinuierliches Volumendefizit in der Fügezone erhöht ein Spalt das Risiko für Schlauchporen und reduziert somit die Nahtqualität. Im positionsgeregelten Betrieb führt ein Spalt zu einem Abfall der Axialkraft F_a, sodass die erforderliche Verdichtung der Schweißnaht nicht mehr sichergestellt ist (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 12). Ferner verhindert ein Spalt die Wärmeleitung zwischen den Fügepartnern in Schweißrichtung vor dem Werkzeug. Dies hat insbesondere beim Fügen von unterschiedlichen Werkstoffen, die sich hinsichtlich ihrer Wärmeleitfähig-

keit unterscheiden, einen großen Einfluss auf die Temperaturverteilung am Werkzeug (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 262). Im Fall von Blechdicken unterhalb von 2 mm hingegen kann ein kleiner Fügespalt sogar von Vorteil sein, da dieser eine thermische Ausdehnung der Bleche vor dem Werkzeug zulässt. Gerade zum Nahtende hin können sich die noch unverschweißten Bleche aufgrund ihrer geringen Eigensteifigkeit bei erhöhter Temperatur im Fügestoß aufwölben, wenn die thermisch induzierten Spannungen zu groß werden und die Spanntechnik jegliche Ausdehnung verhindert (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 261 f.).

Unterschiedliche Dicken der beiden Fügepartner oder Blechdickenschwankungen aufgrund von Fertigungsabweichungen bzw. zu groß gewählter Bauteiltoleranzen können einen Kantenversatz im Fügespalt verursachen (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 186). Dabei ist das Risiko für einen Kantenversatz bei gewalzten Halbzeugen, bedingt durch die enger tolerierten Blechdicken (DIN EN 485-3, S. 5; DIN EN 485-4, S. 4) im Vergleich zu Gussbauteilen (DIN EN ISO 8062-3, S. 7), grundsätzlich geringer. Aber auch Unebenheiten der Schweißunterlage und eine unzureichende Fixierung der Fügepartner in *z*-Richtung sind mögliche Gründe für einen Kantenversatz (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 99). BUFFA ET AL. (2006) stellten fest, dass die Asymmetrie des Temperaturfelds mit steigendem Kantenversatz zunimmt und begründeten damit den Abfall der Zugfestigkeit R_m. Ausgehend von diesen Erkenntnissen modifizierten FRATINI ET AL. (2007) die Schultergeometrie und die Werkzeugpositionierung und konnten dadurch den Einfluss des Kantenversatzes auf die Nahtqualität reduzieren. Ohne eine entsprechende Anpassung der Prozessparameter und der Werkzeugpositionierung kann ein Kantenversatz nach LOHWASSER & CHEN (2010, S. 259) zu einer unzureichenden Durchschweißung (Abbildung 2-5a) führen.

Unregelmäßigkeiten im Ausgangswerkstoff

Unregelmäßigkeiten im Ausgangswerkstoff treten typischerweise bei Gussbauteilen auf. So variieren die resultierenden mechanischen Eigenschaften einer Gusslegierung abhängig von den Wanddicken und der Fehlerdichte im Bauteil. Dabei können die in der Norm festgelegten Mindestwerte für die Dehngrenze und die Zugfestigkeit, die an gegossenen Probestäben ermittelt werden, um bis zu 30 % unterschritten oder beliebig überschritten werden (DIN EN 1706), was eine Änderung der Prozessbedingungen nach sich zieht. Bei Gussbauteilen besteht zudem die Gefahr von Hohlräumen, z. B. in Form von Lunkern, die beim Gießen infolge der Volumenabnahme der Schmelze während des Erstarrungsprozesses entstehen können (BRUNHUBER 1991, S. 669-672). In der Fügezone stellen diese Hohlräume ein Volumendefizit dar, das vom FSW-Werkzeug während der Überfahrt ausgeglichen

werden muss. Abhängig von der Größe des Hohlraums und den gewählten Prozessparametern können beim Schweißen mit Positionsregelung Verdichtungsfehler entstehen. Hingegen droht das Werkzeug im kraftgeregelten Modus zu tief einzutauchen und mit der Schweißunterlage zu kollidieren.

Im Gegensatz zu Gussbauteilen schwanken die mechanischen Eigenschaften gewalzter Halbzeuge, wie z. B. der in dieser Arbeit verwendeten Aluminiumbleche (Abschnitt 5.2), deutlich geringer, da der Herstellungsprozess die Ausbildung eines homogeneren Gefüges ohne Hohlräume ermöglicht. Abhängig vom Walzprozess, von der Legierung und von deren Wärmebehandlungszustand wird in der Praxis beispielsweise für die Zugfestigkeit R_m üblicherweise eine Standardabweichung von weniger als 7 N/mm² erreicht (SIMMER 2015). Bei der industriellen Anwendung des FSW-Prozesses spielen Schwankungen der Legierungseigenschaften gewalzter Halbzeuge daher eine untergeordnete Rolle (LUHN 2015).

Fazit

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Störgrößen Spalt, Kantenversatz und Lunker im Vergleich zu den Schwankungen der Eigenschaften des Ausgangswerkstoffs einen wesentlich größeren Einfluss auf den FSW-Prozess und die resultierende Nahtqualität haben (LUHN 2015). Während ein Kantenversatz und Lunker überwiegend bei Gussbauteilen vorzufinden sind, kann ein Spalt beim Fügen von Stumpfstoßverbindungen im industriellen Produktionsumfeld generell auftreten und erfordert daher als Störgröße besondere Beachtung.

3 Stand der Wissenschaft und Technik

3.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden auf der Basis der in Kapitel 1 erläuterten Grundlagen zunächst der Einfluss des Spalts als Störgröße auf die resultierende Nahtqualität und bestehende Ansätze zur Erhöhung der überbrückbaren Spaltbreite beschrieben. Anschließend werden die Wirkzusammenhänge beim FSW näher beleuchtet, wobei insbesondere auf die Wechselwirkungen zwischen den Prozessantworten und deren Abhängigkeit von den Prozessparametern eingegangen wird. Ein wesentlicher Teil dieses Kapitels befasst sich mit der Modellierung des Drehmoments beim FSW. Dabei werden sowohl empirische als auch analytische Ansätze betrachtet. Zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens werden relevante Modelle vorgestellt. Schließlich wird der Wissensstand zum Einfluss der Pingeometrie auf die Nahtqualität und auf die Prozessantworten dargestellt, wobei das Unterscheidungsmerkmal für die Pingeometrie im Vergleich zur zylindrischen Grundform in erster Linie die seitlichen Abflachungen an der Pinmantelfläche sind. Am Ende dieses Kapitels wird der Stand der Technik bewertet und der Handlungsbedarf aufgezeigt.

3.2 Einfluss des Spalts beim Rührreibschweißen

Beim Fügen von Stumpfstoßverbindungen kann grundsätzlich ein Spalt zwischen beiden Fügepartnern auftreten (Abschnitt 2.3.5), der den Schweißprozess und die resultierenden Nahteigenschaften negativ beeinflussen kann. Dabei ist die Größe des Spalteinflusses im Allgemeinen von der Werkzeuggeometrie, der Blechdicke und den Prozessparametern abhängig (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 289). Da die Sicherstellung eines Nullspalts, z. B. durch engere Bauteiltoleranzen, gerade im industriellen Umfeld zu erhöhten Fertigungskosten führt (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 186), gibt es mehrere Untersuchungen an unterschiedlichen Legierungen und Blechdicken zum Spalteinfluss auf die Nahtqualität. Ziel dieser Untersuchungen war es, die Spaltbreite s_t, die vom Fügeprozess ohne signifikante Einbußen bei der Nahtqualität gerade noch toleriert werden kann, zu ermitteln und nach Möglichkeit zu vergrößern. Die tolerierbare Spaltbreite s_t wird in der Literatur meist auf die Blechdicke h gemäß Gleichung (3-1) normiert und in Prozent angegeben. Dieser Quotient wird im Folgenden als *Spalttoleranz ST* bezeichnet.

$$ST = \frac{s_t}{h} \cdot 100\ \% \tag{3-1}$$

3.2.1 Allgemeine Untersuchungen zur Spalttoleranz

CHRISTNER & SYLVA (1996) untersuchten erstmals den Einfluss eines Fügespalts auf die mechanischen Nahteigenschaften beim FSW. Am Beispiel von 6,4 mm dicken Platten der Al-Legierung EN AW-2014-T6 erreichten sie eine Spalttoleranz von 36 %. Als Qualitätskriterium für die Schweißnaht diente die Zugfestigkeit R_m. Bei einer Spaltbreite von 50 % der Blechdicke konnte keine geschlossene Nahtoberfläche mehr erzeugt werden und es zeigte sich ein deutlicher Festigkeitsabfall. Zu ähnlichen Ergebnissen kamen LEONARD & LOCKYER (2003), die für die gleiche Legierung der Dicke 6 mm eine Spalttoleranz von 33 % angeben.

SMITH ET AL. (2010) ermittelten für die Legierung EN AW-5083-H111 der Dicke 5 mm mit konstanten Prozess- und Werkzeugparametern nach Auswertung von Zugversuchen und Querschliffen eine Spalttoleranz von 25 %. Anhand von Zugproben stellten sie weiterhin fest, dass die Zugfestigkeit R_m mit zunehmender Schweißnahtlänge abnimmt. Dies kann nach SHULTZ ET AL. (2010) mit einer Verringerung des unterhalb der Werkzeugschulter gespeicherten Materials begründet werden, das nach einer bestimmten Länge der Schweißnaht aufgebraucht ist. Demzufolge stellte sich bei den Untersuchungen von SMITH ET AL. (2010) kein stationärer Prozesszustand innerhalb der geschweißten Nahtlänge ein. TAKAHARA ET AL. (2007) erreichten an 3 mm dicken Blechen der gleichen Legierung eine im Vergleich zu SMITH ET AL. (2010) wesentlich größere Spalttoleranz von annähernd 50 %, wobei sie ähnliche Prozess- und Werkzeugparameter verwendeten. Somit bestätigt sich die Abhängigkeit der Spalttoleranz von der Werkstückdicke (Abschnitt 3.2.2) nach MISHRA & MAHONEY (2007, S. 289).

Darüber hinaus finden sich in der Literatur weitere Angaben zur Spalttoleranz für die Al-Legierungen EN AW-6013-T6 mit $ST = 25\,\%$ und EN AW-2024-T3 mit $ST = 12{,}5\,\%$ (SILVANUS ET AL. 2004) sowie für EN AW-7075-T7 mit $ST = 26\,\%$ (WIDENER ET AL. 2006). Untersuchungen an Stahlblechen ergaben, abhängig von der Wahl der Prozessparameter, ebenfalls eine Spalttoleranz im Bereich zwischen 25 % und 28 % (MAHONEY ET AL. 2008; NELSON ET AL. 2008).

3.2.2 Einfluss der Blechdicke auf die Spalttoleranz

HORI ET AL. (1999) schweißten 3,5 mm und 5 mm dicke Bleche der Al-Legierung AA6005-T5 mit konstanten Werkzeug- und Prozessparametern und variierten dabei die Spaltbreite s. Die Nahtqualität wurde mithilfe von Querschliffen beurteilt und ließ eine klare Abhängigkeit des Spalteinflusses von der Blechdicke h erkennen.

Während die Spalttoleranz *ST* für die 5 mm dicken Bleche 10 % betrug, lag *ST* für die dünneren Bleche bei 57 %. Die Ursache für die Abnahme der Spalttoleranz mit steigender Blechdicke *h* sehen HORI ET AL. (1999) in der Spaltfläche, die bei konstanter Spaltbreite *s* direkt proportional mit der Blechdicke *h* zunimmt. Zu vergleichbaren Ergebnissen kamen ROTH & ZAEH (2013), die 2 mm und 4 mm dicke Aluminium-Druckguss-Platten der Legierung EN AC-AlSi10MnMg mit konstanten Prozess- und Werkzeugparametern fügten und eine Spalttoleranz von 55 % bzw. 15 % erreichten, wobei sie sich auf die Auswertung von Zugversuchen und Querschliffen stützten. BEAMISH ET AL. (2006) geben für die Al-Legierungen AA6082-T6 und AA2024-T4 der Dicke 6 mm bzw. 4 mm eine Spalttoleranz von 30 % bzw. 45 % an. Da neben der Legierung auch die Prozessparameter verändert wurden, lassen sich die unterschiedlichen Spalttoleranzen jedoch nicht eindeutig auf die Blechdickenvariation zurückführen. BARNES ET AL. (2006) untersuchten den Spalteinfluss anhand von 1,3 mm und 3,2 mm dicken Blechen der Al-Legierung AA7075-T6. Auch sie konnten – bei konstanten Prozess- und Werkzeugparametern – für die dünneren Bleche ($ST = 39$ %) eine höhere Spalttoleranz im Vergleich zu den dickeren Blechen ($ST = 8$ %) feststellen.

3.2.3 Einfluss des Spalts auf Drehmoment und Kräfte

BEAMISH ET AL. (2006) untersuchten den Einfluss mehrerer Störgrößen, wie z. B. des Werkzeugverschleißes, einer zu kurzen Pinlänge und des Spalts, auf die Axialkraft F_a und das Drehmoment *M*. Der Spalt bewirkte dabei den größten Abfall der Axialkraft F_a gegenüber einer Referenzschweißnaht ohne Störgrößen. Im Vergleich zur Axialkraft F_a zeigte das Drehmoment *M* eine geringere Abhängigkeit vom Spalt.

ROTH & ZAEH (2013) erfassten die im positionsgeregelten Modus resultierende Axialkraft F_a für unterschiedliche Spaltbreiten *s*. Dabei stellten sie eine deutliche Abnahme von F_a fest, wenn *s* die tolerierbare Spaltbreite s_t überschreitet. Der Kraftabfall führt zu einer unzureichenden Verdichtung der Naht und in der Folge zu Schlauchporen, die mit einer Reduktion der Nahtfestigkeit korrelieren. Gegenüber dem positionsgeregelten Modus konnten die Autoren bei kraftgeregelter Werkzeugführung, aber ansonsten identischen Prozessrandbedingungen, die Spalttoleranz um etwa 30 % steigern. WANJARA ET AL. (2013) bestätigen den Abfall der Axialkraft F_a für $s > s_t$ und geben für die Al-Legierung AA6061-T6 der Dicke 3,18 mm eine Spalttoleranz von 16 % an.

CHEN ET AL. (2003) werteten die während des FSW-Prozesses emittierten Geräusche mithilfe der sogenannten Wavelet-Transformation (WT) aus, welche es ermöglicht, die Frequenzen des akustischen Signals zeitlich aufgelöst darzustellen. Somit konnten Fügespalte in Form von 15 mm langen, gefrästen Taschen anhand des WT-Signals hinsichtlich ihrer Position lokalisiert werden, da sich die Geräuschentwicklung aufgrund der veränderten Kontaktbedingungen zwischen Werkzeug und Werkstück beim Überfahren eines Spalts ebenfalls verändert. Einen ähnlichen Ansatz zur Spaltdetektion nutzten BURFORD ET AL. (2012), indem sie durch eine Fast-Fourier-Transformation (FFT) der Kraftsignale F_x und F_y deren Frequenzspektren ermittelten und diese wiederum mithilfe eines Künstlichen Neuronalen Netzes mit der resultierenden Nahtqualität verknüpften. Die Methode setzt jedoch voraus, dass der Spalt eine abrupte Änderung der Kontaktbedingungen im WWK hervorruft, was bei rechteckig gefrästen Taschen in der Stoßfläche der Fall ist. Die von BURFORD ET AL. (2012) ebenfalls untersuchten rautenähnlichen Spaltformen wurden aufgrund des weicheren Übergangs zwischen den Nahtabschnitten ohne und mit Spalt erst verspätet detektiert.

3.2.4 Strategien zur Spaltkompensation

Der Vorteil des FSW, dass in der Regel kein Schweißzusatzwerkstoff benötigt und eingesetzt wird, wird vor dem Hintergrund der Kompensation eines Fügespalts im Vergleich zu konventionellen Schmelzschweißverfahren zu einem Nachteil. In einer Machbarkeitsstudie zum FSW von Stahl schlug THOMAS (1999) daher erstmals vor, kalten oder heißen Fülldraht zur Kompensation von Fügespalten zu verwenden, wie z. B. beim Wolfram-Inertgasschweißen. Als Alternative dazu regte er weiterhin einen hybriden Schweißprozess an. Dabei wird dem FSW ein Schmelzschweißprozess zur Spaltkompensation (mit oder ohne Zusatzwerkstoff) vorgeschaltet. Der FSW-Prozess dient anschließend zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften der Schmelzschweißnaht und ist damit de facto dem *Friction Stir Processing* (*FSP*) gleichzusetzen, bei dem nicht primär der Fügeprozess, sondern die lokale Gefügemodifikation im Vordergrund steht (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 303). INADA ET AL. (2010) setzten die Strategie, Zusatzwerkstoff zur Spaltkompensation in die Naht einzubringen, am Beispiel der Al-Legierung EN AW-1050-H24 der Dicke 5 mm um. Allerdings verwendeten sie anstatt eines Zusatzdrahts Al- bzw. Cu-Pulver. Um den Effekt des Pulvers auf die Spalttoleranz *ST* zu untersuchen, führten sie zunächst Referenzschweißversuche mit konstanten Prozess- und Werkzeugparametern an Spaltbreiten von 1, 2 und 3 mm ohne Pulverzusatz durch. Basierend auf den Ergebnissen aus Zugversuchen und Querschliffen geben sie eine Spalttoleranz von 20 %

an. Eine Steigerung des Wärmeeintrags durch Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit auf $v = 100$ mm/min verdoppelte die Spalttoleranz auf 40 %. Dies entspricht einer tolerierbaren Spaltbreite von $s_t = 2$ mm. Die anschließenden Versuche mit Zusatz von Al-Pulver ergaben mit $v = 400$ mm/min eine Spalttoleranz von ebenfalls 40 %, wobei eine leichte Abnahme der Bruchdehnung zu erkennen war. Für die Spaltbreite $s = 3$ mm stellten die Autoren im Zugversuch einen Sprödbruch in der Naht und einen deutlichen Abfall der Bruchdehnung fest. Als Ursache hierfür identifizierten sie mithilfe der Energiedispersiven Röntgenspektroskopie verklumpte Al-Pulverkörner in der Bruchfläche, die mit der Al-Matrix der Bleche nur lose verbunden waren. Die Oxidschicht (Al_2O_3) auf der Oberfläche dieser Al-Pulverkörner wurde für den Sprödbruch verantwortlich gemacht. Als Gegenmaßnahme wurde die Schweißnaht zweimal anstatt nur einmal überfahren, wodurch eine bessere Anbindung des Al-Pulvers an die Al-Matrix und eine homogenere Verteilung der Al_2O_3-Oxide erreicht werden konnte. Im Vergleich zur einfachen Überfahrt wurde die Bruchdehnung auf ein mit den Spaltbreiten 1 mm und 2 mm vergleichbares Niveau erhöht und damit eine Spalttoleranz von 60 % erreicht. Auch Cu-Pulver eignet sich grundsätzlich zur Spaltkompensation bei Al-Legierungen. Allerdings wiesen INADA ET AL. (2010) darauf hin, dass bei erhöhtem Wärmeeintrag die Gefahr der Bildung von Al_2Cu-Ausscheidungen besteht, die zu einem unerwünschten Härteanstieg in der Fügezone führen.

VAN HAVER ET AL. (2007) untersuchten an 5 mm dicken Aluminium-Druckguss-Platten der Legierung EN AC-AlSi9Cu3(Fe) den Spalteinfluss und variierten dabei den Wärmeeintrag durch Veränderung der Drehzahl n, der Vorschubgeschwindigkeit v und der Eintauchtiefe Et auf jeweils zwei Stufen. Nach Auswertung von Zugversuchen und Querschliffen kamen die Autoren zu dem Ergebnis, dass sowohl ein größeres n/v-Verhältnis als auch eine größere Eintauchtiefe Et die Spalttoleranz ST verbessern und sie geben eine erreichte ST von 20 % an.

Bei ihren empirischen Untersuchungen zur Spalttoleranz an 5 mm dicken Blechen der Al-Legierung EN AW-5083-H111 variierten SHULTZ ET AL. (2010) nur den Anstellwinkel α und hielten alle anderen Prozessparameter und die Werkzeugparameter konstant. Dabei veränderten sie die Spaltbreite s in 0,5-mm-Schritten von 0 mm bis 2 mm. Es zeigte sich, dass ein großer Anstellwinkel α aufgrund der besseren Nahtverdichtung den Spalteinfluss reduziert. So konnten SHULTZ ET AL. (2010) durch Erhöhung des Anstellwinkels α von 3° auf 5° eine Spalttoleranz von 40 % erzielen. Diese Kompensationsstrategie führt jedoch zu einem zunehmenden Nahteinfall (Abbildung 2-7 auf S. 15) und damit zu einem abnehmenden Nahtquerschnitt. Um diesem Aspekt Rechnung zu tragen, entwickelten SHULTZ ET AL. (2010) ein

geometrisches Modell, das die Nahtfestigkeit in Abhängigkeit von der Spaltbreite *s* und vom Anstellwinkel α vorhersagt. Das Modell legt dabei die Annahme zu Grunde, dass die Nahtfestigkeit der Festigkeit des Grundwerkstoffs entspricht. Weiterhin gingen die Autoren davon aus, dass sämtlicher Werkstoff, der aufgrund der Anstellung der Werkzeugschulter von dieser verdrängt wird und nicht als Schweißgrat verloren geht, zum Auffüllen des Spalts zur Verfügung steht. Unter stationären Bedingungen lässt sich das dreidimensionale Problem einer Volumenbilanz auf eine zweidimensionale Fragestellung einer Flächenbilanz reduzieren (Abbildung 3-1).

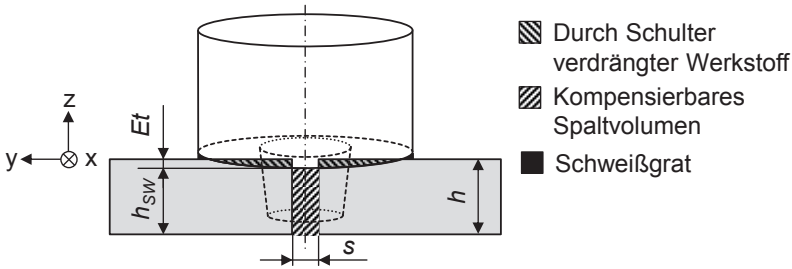


Abbildung 3-1: Modellvorstellung zur Spaltkompensation durch den von der Schulter verdrängten Werkstoff nach SHULTZ ET AL. (2010); Spaltbreite s, Eintauchtiefe Et, Blechdicke h, Höhe des im Spalt aufgefüllten Werkstoffs h_{SW}

Mithilfe einfacher geometrischer Zusammenhänge kann somit aus dem verdrängten Werkstoffvolumen (im Modell eine Fläche) für eine gegebene Spaltbreite *s* die Höhe h_{SW} des im Spalt aufgefüllten Werkstoffs berechnet werden. Mit den getroffenen Annahmen leiteten SHULTZ ET AL. (2010) daraus die Schweißnahteffizienz $\eta_{N,S}$ für eine bestimmte Spaltbreite wie folgt ab:

$$\eta_{N,S} = \frac{h_{SW}}{h} \cdot 100\ \% \tag{3-2}$$

Unabhängig von der Spaltbreite *s* berechneten die Autoren auch die Schweißnahteffizienz $\eta_{N,Et}$, die sich unter den gleichen Annahmen aus der Eintauchtiefe *Et* und der Blechdicke *h* wie folgt ergibt:

$$\eta_{N,Et} = \frac{h - Et}{h} \cdot 100\ \% \tag{3-3}$$

Die theoretisch maximal erreichbare Schweißnahteffizienz ist durch das Minimum $Min(\eta_{N,S}, \eta_{N,Et})$ limitiert. Basierend auf diesem Modell entwickelten SHULTZ ET AL. (2013) Regelungsstrategien zur Spaltkompensation durch Variation der Eintauchtiefe des TCP Et_{TCP} und des Anstellwinkels α, wobei die Prozess- und die Werkzeugparameter mit denen von SHULTZ ET AL. (2010) identisch waren. Die Regelungsstrategien wurden hinsichtlich der Eingriffsmöglichkeiten, die der Bedienperson während des Schweißvorgangs auf α und Et_{TCP} zur Verfügung stehen, wie folgt unterschieden:

- R1: automatische Regelung durch Robotersteuerung ohne Eingriff durch die Bedienperson
- R2: automatische Regelung mit Eingriffsmöglichkeit durch die Bedienperson
- R3: Regelung ausschließlich durch die Bedienperson

Mit der Regelungsstrategie R2 ließ sich die höchste Spalttoleranz von 40 % erzielen, wobei die Zugfestigkeit der Naht von R_m = 62 N/mm² im Fall ohne Regelung auf R_m = 214 N/mm² gesteigert werden konnte.

3.2.5 Fazit

Für unterschiedliche Al-Legierungen, vereinzelt auch für Stahl, und Blechdicken im Bereich von 3 mm bis 6 mm können mit einem Schulterdurchmesser von 10 mm bis 15 mm Spaltbreiten von etwa 10 % bis 50 % der Blechdicke überbrückt werden. Dabei existieren jedoch keine eindeutigen Kriterien, wonach eine bestimmte Spaltbreite als tolerierbar befunden wird. Die Arbeiten zum Spalteinfluss konzentrieren sich überwiegend auf Korrelationen zwischen der Spaltbreite und den resultierenden mechanischen Nahteigenschaften, wobei der FSW-Prozess selbst meist als „Black Box“ betrachtet wird. Vereinzelt wurden die resultierende Axialkraft oder die während des Schweißprozesses entstehenden akustischen Emissionen zur Detektion des Spalts verwendet. Aussagen darüber, wie sich ein Fügespalt auf die Nahttemperatur auswirkt, sind in der Literatur nicht zu finden. Insgesamt fehlen systematische Untersuchungen zum Einfluss des Spalts auf die Prozessantworten. Durch den Einsatz von Zusatzwerkstoffen in Form von Draht oder Pulver kann die Spalttoleranz verbessert werden. Diese Strategie zur Spaltkompensation ist jedoch aufwendig und im industriellen Einsatz daher wenig praktikabel. Ein effektiver Ansatz, die Spalttoleranz des FSW-Prozess zu verbessern, besteht in der Erhöhung des Anstellwinkels bzw. der Eintauchtiefe. Limitierend wirkt hierbei allerdings der damit einhergehende Nahteinfall. Aus vereinzelten Untersuchungen geht hervor, dass eine Steigerung des Verhältnisses aus Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit die Spalttoleranz be-

günstigt, wobei die Prozessparameter nicht gezielt variiert wurden. Eine ganzheitliche Betrachtung der Zusammenhänge zwischen Spalt, Prozessparametern, Prozessantworten und resultierender Nahtqualität erfolgte bislang somit nicht.

3.3 Wirkzusammenhänge beim Rührreibschweißen

Um den FSW-Prozess in Bezug auf den Spalteinfluss robuster zu gestalten, sind die Wirkzusammenhänge zwischen den Prozessparametern (Abschnitt 2.3.2) und den Prozessantworten (Abschnitt 2.3.3) zusätzlich zu den üblicherweise untersuchten Korrelationen zwischen den Prozessparametern und den Nahteigenschaften in Betracht zu ziehen. Dabei müssen die Wechselwirkungen zwischen den Prozessantworten berücksichtigt werden. Die Prozessantworten hängen in erster Linie mit der im Prozess erzeugten Wärmeleistung zusammen und bestimmen maßgeblich die resultierenden Schweißnahteigenschaften (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 28 f.).

3.3.1 Prozesswechselwirkungen

Aufgrund des bereits erwähnten thermo-mechanischen Charakters des FSW-Prozesses (CEDERQVIST & REYNOLDS 2001; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 29) sind die Prozessantworten sehr eng miteinander gekoppelt und beeinflussen sich gegenseitig. Daraus resultiert in Wechselwirkung mit den physikalischen und mechanischen Eigenschaften des zu fügenden Werkstoffs sowie den Kontaktbedingungen im WWK (Abschnitt 3.4) ein hinsichtlich der maximal möglichen Wärmeleistung sich selbst regulierender Mechanismus, der ein Aufschmelzen des Werkstoffs verhindert (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 188). Die Wärmeleistung $\dot{Q}$ kann mithilfe der im Prozess aufgebrachten mechanischen Leistung P abgeschätzt werden, die sich aus der Bewegung des Werkzeugs nach CUI ET AL. (2010) wie folgt berechnet:

$$\dot{Q} = P = M\,\omega + F_x\,v \approx M\,\omega \tag{3-4}$$

Dabei macht der Leistungsbeitrag aus der translatorischen Bewegung ($F_x \cdot v$) nur etwa 1 % der Gesamtleistung aus und ist daher vernachlässigbar (REYNOLDS & TANG 2001; LIENERT ET AL. 2003; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 188; CUI ET AL. 2010). Folglich wird die Wärmeleistung $\dot{Q}$ im Wesentlichen durch das Produkt aus Drehmoment M und Winkelgeschwindigkeit ω bzw. Spindeldrehzahl n bestimmt. Vor diesem Hintergrund kann der selbstregulierende Charakter des FSW-Prozesses wie folgt erklärt werden:

Wird beispielsweise die Drehzahl n bei sonst konstanten Prozessparametern gesteigert, nimmt $\dot{Q}$ aufgrund der erhöhten Reibungsleistung im WWK und der größeren plastischen Deformation zunächst zu (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 54; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 37). Unter Vernachlässigung des Pineinflusses und der Vorschubgeschwindigkeit v ergibt sich die Wärmeleistung $\dot{Q}_G$, die ausschließlich durch Reibung, d. h. durch reines *Gleiten* im WWK (Abschnitt 3.4.2), erzeugt wird, nach (SHERCLIFF & COLEGROVE 2002; FRIGAARD ET AL. 2001; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 283) zu:

$$\dot{Q}_G = \frac{2}{3}\pi\,\mu\,p\,\omega\,r_S^3 = \frac{2}{3}\mu\,\omega\,F_a\,r_S, \quad p = \frac{F_a}{\pi\,r_S^2} \tag{3-5}$$

Dabei sind p die aus der Axialkraft F_a resultierende Druckspannung unterhalb der Werkzeugschulter mit dem Radius r_S und μ der Reibungskoeffizient im WWK. Somit steigt die Wärmeleistung $\dot{Q}$ auch mit zunehmender Axialkraft F_a (NANDAN ET AL. 2008A). Analog dazu lässt sich die Wärmeleistung $\dot{Q}_H$, die für den Fall des reinen *Haftens* im WWK (Abschnitt 3.4.2) durch plastische Deformation des Werkstoffs entsteht, mit Gleichung (3-6) abschätzen (SHERCLIFF & COLEGROVE 2002):

$$\dot{Q}_H = \frac{2}{3}\pi\,\tau_f\,\omega\,r_S^3 \tag{3-6}$$

Hierbei ist τ_f die Schubfließspannung des Werkstoffs im WWK. In Abhängigkeit der thermischen Randbedingungen, die u. a. durch die Wärmeleitfähigkeit der Schweißunterlage (COLLIGAN 2008; FEHRENBACHER ET AL. 2011), des Werkzeugs und des zu fügenden Werkstoffs (GEBHARD & ZAEH 2006) beeinflusst werden, steigt die Nahttemperatur T_N an, solange diese noch hinreichend weit von der Solidustemperatur $T_{Solidus}$ entfernt ist (COLEGROVE & SHERCLIFF 2003). Der Temperaturanstieg führt in der Folge jedoch zu einer Entfestigung des Werkstoffs, da die Schubfließspannung τ_f insbesondere bei Annäherung an die Solidustemperatur $T_{Solidus}$ deutlich abfällt (COLEGROVE ET AL. 2007). Gleichzeitig nimmt auch der Reibungskoeffizient μ mit steigender Temperatur tendenziell ab (BOWDEN & HUGHES 1939; FRIGAARD ET AL. 2001; HAMILTON ET AL. 2008), wodurch der Widerstand des Werkstoffs gegen die Werkzeugbewegung zusätzlich reduziert wird. Die Abnahme von μ und τ_f wirkt somit nach Gleichung (3-5) und (3-6) einer Zunahme der Wärmeleistung $\dot{Q}$ durch die Drehzahl n entgegen und verhindert einen weiteren Temperaturanstieg (SEIDEL & REYNOLDS 2003; COLEGROVE & SHERCLIFF 2003). Dieser Sachverhalt spiegelt sich auch in Gleichung (3-4) wider, da das Drehmoment M mit geringerer Schubfließspannung τ_f und kleinerem Reibungskoeffizienten μ abnimmt (siehe dazu Abschnitt 3.4) und folglich die maximal generierbare Leistung

begrenzt (COLLIGAN 2008). Das Drehmoment M fällt also mit zunehmender Nahttemperatur T_N ab (YAN ET AL. 2005; JONCKHEERE ET AL. 2012), sodass eine weitere Erhöhung der Drehzahl n demnach keine weitere Zunahme der in den Werkstoff eingebrachten Leistung bewirkt (COLEGROVE & SHERCLIFF 2003; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 232). Diese wird bei Annäherung der Nahttemperatur T_N an die Solidustemperatur $T_{Solidus}$ limitiert (LONG ET AL. 2007). Ein Aufschmelzen des Werkstoffs ist somit Prinzip bedingt nicht möglich (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 39 und S. 188).

YAN ET AL. (2005) und LONG ET AL. (2007) konnten den analytischen Zusammenhang zwischen der Drehzahl n, dem Drehmoment M und der Leistung P aus Gleichung (3-4) empirisch bestätigen. M und P nähern sich mit steigender Drehzahl n asymptotisch einem Minimum bzw. einem Maximum an. Dies führen die Autoren auf die Abnahme der Schubfließspannung τ_f mit zunehmender Temperatur und der damit begrenzten Einbringung von Wärmeleistung in den Werkstoff zurück. LONGHURST ET AL. (2010) berichten, dass das Drehmoment M mit der Axialkraft F_a ansteigt, wobei M im Vergleich zu F_a von den thermischen Randbedingungen in geringerem Maße abhängig ist. LEITÃO ET AL. (2012) stellten fest, dass der Einfluss von F_a auf M bei dickeren Blechen ausgeprägter ist und begründeten dies mit der inhomogeneren Temperaturverteilung bei dickeren im Vergleich zu dünneren Blechen. Bei höherer Drehzahl n sinkt der Einfluss der Axialkraft F_a auf das Drehmoment M (WEGLOWSKI 2013). YAN ET AL. (2005) fanden ebenfalls heraus, dass M mit F_a steigt. Allerdings war der Zusammenhang nur schwach ausgeprägt, woraus die Autoren folgerten, dass das Drehmoment M unter den gegebenen Versuchsbedingungen im Wesentlichen aus plastischer Deformation und weniger aus Reibung resultiert.

3.3.2 Einfluss der Prozessparameter auf Temperatur, Drehmoment und Kräfte

Einfluss auf die Temperatur

Die Temperatur T_N in der Schweißnaht lässt sich analytisch nicht unmittelbar aus den Prozessparametern berechnen, da T_N von den thermischen Randbedingungen abhängt. Jedoch kann der Einfluss der Prozessparameter auf die Nahttemperatur T_N qualitativ mithilfe der mechanischen bzw. thermischen Leistung P bzw. $\dot{Q}$ gemäß Gleichungen (3-4) bis (3-6) abgeschätzt werden, da T_N und P bzw. $\dot{Q}$ nach MISHRA & MAHONEY (2007, S. 60) eng zusammenhängen. In alle drei Gleichungen zur Leistungsberechnung geht die Drehzahl n direkt ein und hat demnach einen großen

Einfluss auf die Nahttemperatur T_N. Diese steigt mit der Drehzahl n (NISHIHARA & NAGASAKA 2003; RECORD ET AL. 2004; LONG ET AL. 2007; COLEGROVE ET AL. 2007; COLLIGAN 2008; NANDAN ET AL. 2008B; FEHRENBACHER ET AL. 2012). SATO ET AL. (2002) variierten die Drehzahl n zwischen 800 und 3600 U/min und erfassten die Temperatur in der Nahtwurzel mithilfe von Thermoelementen. Bei einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von $v = 360$ mm/min stellten sie einen deutlichen Temperaturanstieg bis zu einer Drehzahl von $n = 2000$ U/min fest. Eine weitere Steigerung der Drehzahl n bewirkte lediglich eine moderate Zunahme der Temperatur, was mit den Erkenntnissen von COLEGROVE & SHERCLIFF (2003) übereinstimmt.

Neben der Drehzahl n beeinflussen nach Gleichung (3-5) auch die Axialkraft F_a und der Schulterdurchmesser d_S die Leistung $\dot{Q}_G$ und damit die Nahttemperatur T_N, wobei d_S kein Prozessparameter im Sinne von Abschnitt 2.3.2 ist. Die Axialkraft F_a hängt unmittelbar mit der Eintauchtiefe Et zusammen (GEBHARD 2011, S. 114), die sich nach Gleichung (2-1) wiederum aus dem Anstellwinkel α, der Eintauchtiefe des TCP Et_{TCP} und dem Schulterdurchmesser d_S berechnen lässt. Eine Vergrößerung von Et führt somit mittelbar über eine höhere Axialkraft F_a zu einer Zunahme der Leistung $\dot{Q}_G$ (COLEGROVE & SHERCLIFF 2003) und somit auch der Nahttemperatur T_N (NISHIHARA & NAGASAKA 2003). MEHTA ET AL. (2013) variierten den Schulterdurchmesser d_S bei sonst konstanten Prozessparametern und berichten, dass ein größerer Schulterdurchmesser d_S zu einer höheren Nahttemperatur T_N führt.

In analytischen Modellen zum FSW wird der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit v auf die Leistung P bzw. $\dot{Q}$ nicht berücksichtigt, obwohl es sich dabei um einen wichtigen Prozessparameter handelt (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 280). Grundsätzlich jedoch steigt die Leistung bei konstanter Drehzahl n und zunehmender Vorschubgeschwindigkeit v, da in gleicher Zeit ein größeres Werkstoffvolumen durch das Werkzeug umgeformt und transportiert werden muss (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 59 f.). Im Vergleich zu n wirkt sich v allerdings in geringerem Maße auf die Leistung aus. Die spezifische Energie E_S, auch Streckenenergie genannt, die ein Maß für die pro Längeneinheit umgesetzte Energie ist, hängt hingegen gleichermaßen von der Drehzahl n und von der Vorschubgeschwindigkeit v ab (COLEGROVE & SHERCLIFF 2003). Nach CUI ET AL. (2010) kann E_S auch als Quotient der Leistung P und der Vorschubgeschwindigkeit v wie folgt ausgedrückt werden:

$$E_S = \frac{P}{v} \approx M \frac{\omega}{v} \tag{3-7}$$

Eine höhere Drehzahl n und/oder eine geringere Vorschubgeschwindigkeit v steigern somit den Wärmeeintrag ins Bauteil (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 284) und erhöhen folglich die Nahttemperatur T_N (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 54; ARORA ET AL. 2011A). KHANDKAR ET AL. (2003) fanden mithilfe der Finite-Elemente-Simulation heraus, dass die Maximaltemperatur in der Schweißnaht mit zunehmender Leistung P ansteigt, während eine höhere spezifische Energie E_S zu einer geringeren Maximaltemperatur führt, jedoch eine höhere Temperatur in von der Naht weiter entfernten Bereichen, dem sogenannten Fernfeld, bewirkt. Dieser Sachverhalt wurde allerdings nicht näher erläutert. MISHRA & MAHONEY (2007, S. 61) folgerten daraus, dass die Maximaltemperatur in der Naht mit der Leistung P in einem engeren Zusammenhang steht als mit der spezifischen Energie E_S. Diese korreliert stattdessen stärker mit der Temperatur im Fernfeld. Empirische Untersuchungen von REYNOLDS & TANG (2001) und von COLLIGAN (2008) ergaben eine Abnahme der spezifischen Energie E_S mit steigender Vorschubgeschwindigkeit v, was mit Gleichung (3-7) übereinstimmt. COLEGROVE & SHERCLIFF (2003) wiesen experimentell nach, dass der Einfluss der Drehzahl n auf die Maximaltemperatur im Vergleich zur Vorschubgeschwindigkeit v größer ist, während die Temperatur im Fernfeld von n im Gegensatz zu v nahezu unabhängig ist. Mithilfe der Statistischen Versuchsplanung fanden RECORD ET AL. (2004) ebenfalls heraus, dass die Drehzahl n im Vergleich zur Vorschubgeschwindigkeit v und zur Eintauchtiefe Et den größten Einfluss auf die Maximaltemperatur hat. NISHIHARA & NAGASAKA (2003) erfassten die Temperatur in der Schweißunterlage T_U und in der Werkzeugschulter T_S. Sie stellten fest, dass T_U mit steigender Vorschubgeschwindigkeit v deutlich abfällt, während T_S davon nahezu unberührt bleibt. T_S nimmt hingegen mit der Drehzahl n zu. Darüber hinaus erkannten die Autoren, dass eine größere Eintauchtiefe Et sowohl die Temperatur in der Schulter T_S als auch in der Schweißunterlage T_U erhöht.

Einfluss auf das Drehmoment

Zahlreiche empirische Untersuchen haben gezeigt, dass das Drehmoment M mit steigender Drehzahl n sinkt (PEW ET AL. 2007; LONG ET AL. 2007; COLLIGAN 2008; NANDAN ET AL. 2008B; CUI ET AL. 2010; LEITÃO ET AL. 2012; MEHTA ET AL. 2013; SU ET AL. 2013; WEGLOWSKI 2013). Ursache hierfür sind die in Abschnitt 3.3.1 bereits beschriebenen Wechselwirkungen zwischen dem Drehmoment M und der Nahttemperatur T_N, wonach eine höhere Nahttemperatur eine Verringerung des Drehmoments bewirkt (ARORA ET AL. 2009). Im Gegensatz zur Drehzahl n führt eine größere Vorschubgeschwindigkeit v zu einer Zunahme des Drehmoments M, wobei der Einfluss deutlich geringer ist (ARBEGAST 2005; PEEL ET AL. 2006; COLLIGAN 2008; CUI ET AL. 2010; LEITÃO ET AL. 2012; SU ET AL. 2013; WEGLOWSKI

2013). CUI ET AL. (2010) berichten jedoch, dass die Änderung des Drehmoments M in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit v mit steigender Vorschubgeschwindigkeit zunimmt. Während das Drehmoment M mit der Drehzahl n exponentiell abfällt, bewirkt v einen moderaten linearen Anstieg von M (WEGLOWSKI 2013; CUI ET AL. 2010). Damit übereinstimmend ist die Erkenntnis von PEW ET AL. (2007), dass der Einfluss der Drehzahl n auf das Drehmoment M mit zunehmender Drehzahl kleiner wird. Als Ursache vermuteten die Autoren sich ändernde Kontaktbedingungen im WWK, gingen aber nicht näher darauf ein. ARORA ET AL. (2011A) wiesen den exponentiellen Drehmomentabfall mit steigender Drehzahl n sowohl experimentell also auch mithilfe eines analytischen Modells nach. Im positionsgeregelten Betrieb verursacht eine größere Eintauchtiefe Et, analog zu einer größeren Axialkraft F_a bei Kraftregelung, ein höheres Drehmoment M (PEW ET AL. 2007). Basierend auf diesem Zusammenhang entwickelten LONGHURST ET AL. (2010) eine Drehmomentregelung, indem sie die Eintauchtiefe Et entsprechend veränderten. Bei konstanter Drehzahl n erreichten sie nach Gleichung (3-4) somit gleichzeitig eine Leistungsregelung.

Neben den Prozessparametern beeinflussen auch die Werkzeugparameter und die Werkstoffeigenschaften das Drehmoment M (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 78; NANDAN ET AL. 2008B, S. 22 f.). So stellt sich ein höheres Drehmoment M sowohl bei Verwendung eines größeren Schulterdurchmessers d_S (JOHNSON 2001; ARORA ET AL. 2011B; MEHTA ET AL. 2013) als auch bei größeren Einschweißtiefen (JOHNSON 2001; LEITÃO ET AL. 2012), die einen längeren Pin erfordern, ein. LEITÃO ET AL. (2012) untersuchten den Werkstoffeinfluss auf das Drehmoment M anhand der Al-Legierungen EN AW-5083 und EN AW-6082. Dabei stellten sie fest, dass das erforderliche Drehmoment M für fehlerfreie Schweißnähte bei EN AW-5083 höher ist als bei EN AW-6082, wobei die grundsätzlichen Zusammenhänge zwischen der Drehzahl n, der Vorschubgeschwindigkeit v und dem Drehmoment M für beide Legierungen ähnlich sind.

Einfluss auf die Kräfte

RECORD ET AL. (2004) untersuchten mithilfe der Methode der Statistischen Versuchsplanung den Einfluss mehrerer Eingangsgrößen auf die Kräfte beim FSW. Im Gegensatz zur Längskraft F_x und zur Querkraft F_y wird die Axialkraft F_a von der Drehzahl n kaum beeinflusst. Hingegen zeigte sich, dass alle drei Kraftkomponenten mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit v ansteigen. ARBEGAST (2005) und COOK ET AL. (2004) bestätigten, dass die Axialkraft F_a mit v zunimmt. Im Gegensatz zu RECORD ET AL. (2004) stellten COOK ET AL. (2004) und SMITH ET AL. (2010) jedoch einen Abfall der Axialkraft F_a mit steigender Drehzahl n fest, wobei sie n

über einen deutlich größeren Bereich variierten. Es zeigte sich, dass der Einfluss der Drehzahl n auf die Axialkraft F_a bei höherer Drehzahl geringer wird. Aufgrund der Analogie zwischen der Axialkraft F_a und dem Drehmoment M nach LONGHURST ET AL. (2010) bestätigt diese Erkenntnis die Aussagen von PEW ET AL. (2007), wonach der Einfluss der Drehzahl n auf das Drehmoment M mit zunehmender Drehzahl sinkt. GEBHARD (2011, S. 114) wies einen direkt proportionalen Zusammenhang zwischen der Axialkraft F_a und der Eintauchtiefe Et nach. Gemäß Gleichung (2-1) steigt F_a folglich mit dem Schulterdurchmesser d_S und dem Anstellwinkel α, was von SMITH ET AL. (2010) und MISHRA & MAHONEY (2007, S. 222) belegt wurde. SMITH ET AL. (2010) fanden heraus, dass die Axialkraft F_a vom Schulterdurchmesser d_S sogar deutlich stärker beeinflusst wird als von der Drehzahl n, der Vorschubgeschwindigkeit v und dem Anstellwinkel α. F_a steigt mit d_S an, erreicht nach COLE ET AL. (2012) allerdings ein Maximum, was wiederum auf den selbstregulierenden Charakter des FSW-Prozesses zurückzuführen ist.

Die beschriebenen Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern und den Prozessantworten sind in Tabelle 3-1 zusammengefasst. Dabei wird die Auswirkung eines steigenden Prozessparameters auf die jeweilige Prozessantwort als Tendenz durch Pfeile nach oben bzw. unten dargestellt.

Tabelle 3-1: Einfluss ausgewählter Prozessparameter auf die Prozessantworten; Darstellung der tendenziellen Veränderungen (Pfeile nach oben und unten) der Prozessantworten bei Erhöhung der Prozessparameter

Einfluss der Prozessparameter auf -antworten	**Temperatur** T	**Drehmoment** M	**Axialkraft** F_a
Drehzahl n	↑	↓	↓
Vorschubgeschw. v	↓	↑	↑
Anstellwinkel α	↑	↑	↑
Eintauchtiefe Et_{TCP}	↑	↑	↑

3.3.3 Einfluss von Temperatur, Drehmoment und Kräften auf die Nahteigenschaften

ARBEGAST (2005) analysierte die Prozesskräfte mithilfe der Fourier-Transformation im Frequenzbereich. Es zeigte sich, dass niederfrequente Schwankungen der Querkraft F_y, d. h. unterhalb der Frequenz der Spindeldrehzahl n, bei gleichzeitig hoher Amplitude mit der Entstehung von Schlauchporen auf der Advancing Side korrelieren. Die Querkraft F_y ist dabei ein Maß für das Kräfteungleichgewicht zwischen der

Advancing und der Retreating Side. KIM ET AL. (2006) variierten die Drehzahl n, die Vorschubgeschwindigkeit v sowie die Axialkraft F_a und werteten die Nahtqualität anhand von Querschliffen aus. Sie stellten fest, dass das Prozessfenster von n und v, innerhalb dessen fehlerfreie Schweißnähte erzielt werden können, mit zunehmender Axialkraft F_a größer wird, woraus die Autoren einen positiven Einfluss von F_a auf die Nahtqualität ableiteten. FEHRENBACHER ET AL. (2014) untersuchten am Beispiel einer warmaushärtbaren Al-Legierung den Einfluss der Prozesstemperatur auf die Zugfestigkeit R_m der Schweißnaht, indem sie die Drehzahl n bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit v erhöhten (Abbildung 3-2). Die Temperatur wurde im Pin und in der Schulter mithilfe von Thermoelementen gemessen.

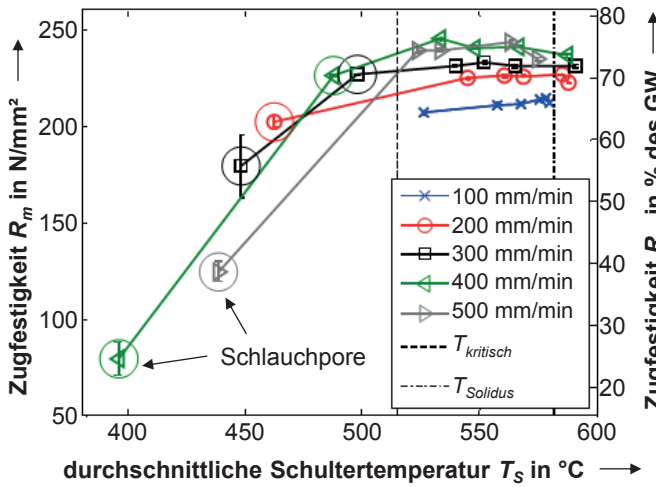


Abbildung 3-2: Einfluss der Temperatur T_S (gemessen in der Werkzeugschulter an der Nahtoberfläche) auf die Zugfestigkeit R_m der Schweißnaht; Kringel kennzeichnen Zugproben mit Bruchlage in der Schweißnaht; Werkstoff EN AW-6061-T6 nach FEHRENBACHER ET AL. (2014)

Wie aus Abbildung 3-2 hervorgeht, wurden die höchsten Werte für die Zugfestigkeit R_m dann erreicht, wenn die in der Schulter erfasste Temperatur T_S eine bestimmte kritische Temperatur $T_{kritisch}$, die in diesem Fall bei ca. 90 % der Solidustemperatur $T_{Solidus}$ des Werkstoffs lag, überschritt. Während die Zugfestigkeit R_m in diesem Temperaturbereich annähernd konstant war, fiel R_m im Bereich unterhalb

von $T_{kritisch}$ deutlich mit T_S ab. Der Grund dafür waren nicht zuletzt Schlauchporen, die bei den beiden Schweißnähten mit der geringsten Temperatur auftraten.

Die Beobachtung von FEHRENBACHER ET AL. (2014), dass eine höhere Schweißnahttemperatur T_N die Nahtqualität begünstigt, ist auf naturharte Al-Legierungen, wie z. B. EN AW-5083, nicht uneingeschränkt übertragbar. Wird die Temperaturerhöhung durch eine Steigerung der Drehzahl n verursacht, so kann es bei naturharten Legierungen zu einer Verschlechterung der Schweißbarkeit und damit zu einem Abfall der Zugfestigkeit R_m kommen (SMITH ET AL. 2010; LEITÃO ET AL. 2012). Ursache hierfür ist, dass naturharte Legierungen bei hoher plastischer Deformation, also bei hoher Drehzahl n, sich zunehmend verfestigen, da die Fließspannung k_f des Werkstoffs größer wird. Dieser Verfestigungsmechanismus konterkariert die entfestigende Wirkung der höheren Temperatur, sodass der Werkstofffluss im Vergleich zu warmaushärtbaren Legierungen erschwert wird (MINTON ET AL. 2008).

KUMAR ET AL. (2013) korrelierten den Motorstrom der Werkzeugspindel, der proportional zum Drehmoment M ist, mit der resultierenden Zugfestigkeit R_m der Schweißnähte, wobei verschiedene Pingeometrien bei ansonsten konstanten Prozessparametern verwendet wurden. Sie stellten eine Abnahme der Zugfestigkeit R_m mit zunehmendem Motorstrom fest und bestätigen damit die Ergebnisse von YAN ET AL. (2005), die ebenfalls von einer geringeren Zugfestigkeit R_m mit steigendem Drehmoment M berichten.

3.3.4 Fazit

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass das Drehmoment und die Kräfte über die Interaktion des Werkzeugs mit dem Werkstoff sehr eng mit der Temperatur gekoppelt sind. Diese wechselseitige Rückkopplung der Prozessantworten ist die Ursache für die selbstregulierende Eigenschaft des FSW-Prozesses, wonach ein Aufschmelzen des Werkstoffs prinzipiell nicht möglich ist. Die Gesamtheit der Prozessantworten beeinflusst die resultierenden Nahteigenschaften und ist daher zwingend zu betrachten, um allgemeingültige Aussagen zur Nahtqualität unabhängig von den anlagen- und bauteilspezifischen Prozessparametern treffen zu können. Der Einfluss der Prozessparameter auf einzelne Prozessantworten ist in der Literatur hinreichend dokumentiert. Systematische Untersuchungen der Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern und der Gesamtheit der Prozessantworten sowie zum Einfluss der Prozessantworten auf die Nahteigenschaften konnten trotz intensiver Recherche jedoch nicht gefunden werden.

3.4 Modellierung des Drehmoments

3.4.1 Empirische Modellierung

PEW ET AL. (2007) untersuchten anhand der Legierungen Al 7075-T7351, Al 5083-H32 und Al 2024-T3 den Einfluss der Drehzahl n, der Vorschubgeschwindigkeit v und der Eintauchtiefe Et auf das Drehmoment M, um daraus nach Gleichung (3-4) die eingebrachte Leistung P zu berechnen. Dabei berücksichtigten die Autoren auch Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Prozessparametern. Für die Legierung Al 5083-H32 ergab die Regressionsanalyse folgenden empirischen Zusammenhang für das Drehmoment M:

$$M = C_1 + C_2\, v + C_3\, Et + C_4\, n + C_5\, n^2 + C_6\, n^3 \tag{3-8}$$

Dabei sind C_i die zu bestimmenden Koeffizienten. Im Gegensatz zu den beiden anderen Legierungen traten bei Al 5083-H32 jedoch keine signifikanten Wechselwirkungen auf. Allen Legierungen gemein war die Abhängigkeit von der Drehzahl n bis zur dritten Ordnung.

COLLIGAN & MISHRA (2008) entwickelten ein konzeptionelles Modell für das FSW, indem sie qualitative Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und -antworten aufstellten. Auf dieser Basis wählten sie zur Beschreibung des Drehmoments M in Abhängigkeit von der Drehzahl n und der Vorschubgeschwindigkeit v nachstehende Ansatzfunktion nach KALYA ET AL. (2007):

$$M = A\, \omega^a\, v^b \tag{3-9}$$

Darin sind A, a und b Konstanten, die durch Regression bestimmt werden. Da das Drehmoment M mit größer werdender Drehzahl n sinkt und mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit v ansteigt, gilt für die Konstanten a und b: $a < 0$ und $b > 0$ (KALYA ET AL. 2007). Einen ähnlichen Ansatz zur Modellierung des Drehmoments M verwendeten LEITÃO ET AL. (2012), vernachlässigten jedoch die Vorschubgeschwindigkeit v in der Formel. Allerdings zeigte sich eine deutliche Abhängigkeit der Konstante a von v. Ferner erkannten die Autoren, dass die Konstante A von der Blechdicke h beeinflusst wird, nicht aber von der Legierung.

CUI ET AL. (2010) merkten an, dass der Ansatz von COLLIGAN & MISHRA (2008) für sehr kleine bzw. sehr große Winkelgeschwindigkeiten ω physikalisch unrealistische Ergebnisse für das Drehmoment M liefert. D. h. das Drehmoment M tendiert gegen

unendlich für $\omega \rightarrow 0$ bzw. gegen null für $\omega \rightarrow \infty$. CUI ET AL. (2010) wählten daher folgenden exponentiellen Ansatz:

$$M = A + B\, e^{-a\omega} \tag{3-10}$$

A, B und a hängen dabei in geringem Maße linear von der Vorschubgeschwindigkeit v ab. Für sehr große Werte von ω verhindert A, dass das Drehmoment M zu null wird. Geht ω gegen null, so erreicht das Drehmoment mit $M = A + B$ ein Maximum, das nach CUI ET AL. (2010) im Wesentlichen durch die Fließspannung k_f des Werkstoffs bei Raumtemperatur bestimmt wird. Unter der Annahme vollständigen *Haftens* im WWK berechneten die Autoren das theoretische Maximum des Drehmoments M analytisch (Abschnitt 3.4.2). Ebenso berechneten sie M für den Grenzfall $\omega = 0\ \mathrm{s}^{-1}$, indem sie die experimentell ermittelten M-n-Kurven mithilfe von Gleichung (3-10) extrapolierten. Es zeigte sich eine gute Übereinstimmung beider Drehmomentwerte. CUI ET AL. (2010) räumten jedoch ein, dass eine empirische Verifizierung des Grenzfalls $\omega = 0\ \mathrm{s}^{-1}$ nicht möglich ist.

WEGLOWSKI (2013) bestätigte den von CUI ET AL. (2010) aufgestellten exponentiellen Zusammenhang zwischen dem Drehmoment M und der Drehzahl n nach Gleichung (3-10). Den Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit v bzw. der Axialkraft F_a auf das Drehmoment M beschrieb er jeweils separat mit einer linearen Ansatzfunktion wie folgt:

$$M = A + B\, v \tag{3-11}$$

$$M = A + B\, F_a \tag{3-12}$$

Die Koeffizienten A bzw. B nehmen abhängig von der Drehzahl n unterschiedliche Werte an. Um den Einfluss von n, v und F_a auf M ganzheitlich abzubilden, verwendete WEGLOWSKI (2013) ein Künstliches Neuronales Netz, ging jedoch nicht näher auf die Zusammenhänge ein.

3.4.2 Analytische Modellierung

3.4.2.1 Grundgleichung für das Drehmoment beim Rührreibschweißen

Das Drehmoment M beim FSW resultiert aus der Rotation des Werkzeugs, das mit dem Werkstoff über die Kontaktfläche A_{WWK} im WWK interagiert. Für ein Werkzeug mit flacher Schulter und zylindrischem Pin (Abbildung 3-3) ergibt sich das Drehmoment M nach NANDAN ET AL. (2007B) und ARORA ET AL. (2009) zu:

$$M = \oint_{A_{WWK}} r\,(\tau_{WWK}\,dA_{WWK}) \tag{3-13}$$

Dabei erzeugt die im WWK auf das Flächenelement dA_{WWK} wirkende Kontaktschubspannung τ_{WWK} eine Kraft in Umfangsrichtung, die im Abstand r von der Rotationsachse des Werkzeugs angreift und ein Drehmoment M verursacht. Die Kontaktfläche A_{WWK} setzt sich aus den Teilflächen A_S (Schulterfläche), A_{PS} (Pin-Stirnfläche) und A_{PM} (Pin-Mantelfläche) zusammen (Abbildung 3-3).

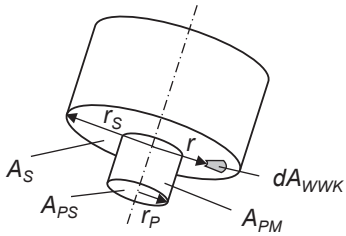


Abbildung 3-3: Teilflächen im Werkzeug-Werkstück-Kontakt – schematisch; Schulterfläche A_S, Pin-Stirnfläche A_{PS}, Pin-Mantelfläche A_{PM}, Schulterradius r_S, Pinradius r_P und differentielles Flächenelement dA_{WWK} im Abstand r von der Werkzeugrotationsachse

Die aus den einzelnen Teilflächen resultierenden Drehmomentanteile M_S, M_{PS} und M_{PM} lassen sich nach den Gleichungen (3-14) bis (3-16) berechnen (KHANDKAR ET AL. 2003; HAMILTON ET AL. 2008; LONGHURST ET AL. 2010), wobei eine konstante Kontaktschubspannung τ_{WWK} vorausgesetzt wird. Es gilt:

$$M_S = \int_{r_P}^{r_S} \int_0^{2\pi} r\,(\tau_{WWK}\,dA_{WWK}) = \frac{2}{3}\pi\,\tau_{WWK}\,(r_S^3 - r_P^3) \tag{3-14}$$

$$M_{PS} = \int_0^{r_P} \int_0^{2\pi} r\,(\tau_{WWK}\,dA_{WWK}) = \frac{2}{3}\pi\,\tau_{WWK}\,r_P^3 \tag{3-15}$$

$$M_{PM} = 2\,\pi\,\tau_{WWK}\,r_P^2\,l_P \tag{3-16}$$

Hierbei ist r_S der Schulterradius, r_P der Pinradius und l_P die Pinlänge. Das am Werkzeug anliegende gesamte Drehmoment M ergibt sich somit aus der Summe der Drehmomentanteile zu:

$$M = M_S + M_{PS} + M_{PM} = \frac{2}{3}\pi\, \tau_{WWK}\, (r_S^3 + 3\, r_P^2\, l_P) \tag{3-17}$$

Um Gleichung (3-17) anwenden zu können, muss die im WWK vorherrschende Kontaktschubspannung τ_{WWK} bekannt sein. Diese steht in enger Beziehung zu den Kontaktbedingungen zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück, wovon der Werkstofftransport um den Pin herum abhängt, und ist daher für die Beschreibung des FSW-Prozesses von zentraler Bedeutung (SCHMIDT ET AL. 2004; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 200).

3.4.2.2 Kontaktbedingungen im Werkzeug-Werkstück-Kontakt

Wie in Abschnitt 2.3.3 bereits erwähnt, resultiert die Wärmegenerierung bzw. das Drehmoment beim FSW einerseits aus der *Reibung* zwischen dem Werkzeug und dem Werkstoff und andererseits aus der *plastischen Deformation* des Werkstoffs (COLLIGAN & MISHRA 2008; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 232 und S. 280; ARORA ET AL. 2011B). Diese Mechanismen hängen wiederum sehr eng mit den Kontaktbedingungen im WWK, d. h. *Haften, Gleiten* oder dem Mischzustand *Haften/Gleiten*, zusammen (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 278). Welche Kontaktbedingung zu welchem Anteil vorliegt, kann jedoch nicht direkt bestimmt werden (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 200).

SCHMIDT ET AL. (2004) beschrieben erstmals die Kontaktbedingungen, indem sie eine Kontaktzustandsvariable, das sogenannte *Haftmaß* δ_H (Gleichung (3-18)), zur Gewichtung der Anteile von Reibung und plastischer Deformation an der Wärmeerzeugung bzw. am Drehmoment definierten:

$$\delta_H = \frac{v_{GS}}{\omega\, r}, \quad 0 \leq \delta_H \leq 1 \tag{3-18}$$

Das Haftmaß δ_H setzt die Geschwindigkeit v_{GS} des Werkstoffs in der Grenzschicht (GS), also der Werkstoffschicht, die unmittelbar an das Werkzeug angrenzt, ins Verhältnis zur Umfangsgeschwindigkeit $\omega \cdot r$ des rotierenden Werkzeugs. In der Literatur wird an Stelle des Haftmaßes δ_H häufig auch das *Gleitmaß* δ_G als dessen Komplementärwert verwendet, d. h. es gilt: $\delta_G = 1 - \delta_H$. Aus Gründen der Konsistenz zur Definition von SCHMIDT ET AL. (2004) wird im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich das Haftmaß δ_H verwendet. Damit lassen sich die Kontaktbedingungen im WWK nach SCHMIDT ET AL. (2004) wie folgt beschreiben:

Der Zustand *Haften* liegt vor, wenn die Kontaktschubspannung τ_{WWK} die Schubfließspannung τ_f des Werkstoffs in der Grenzschicht übersteigt. Unter stationären

Prozessbedingungen haftet die Grenzschicht dann am Werkzeug und rotiert mit dessen Geschwindigkeit ($\delta_H = 1$). Im Fall von *Gleiten* ist τ_{WWK} kleiner als τ_f, sodass keine Rotation der Grenzschicht mit dem Werkzeug erfolgt ($\delta_H = 0$). Schließlich kann auch ein Mischzustand zwischen *Haften* und *Gleiten* vorliegen, wenn $\tau_{WWK} \geq \tau_f$ gilt. Nach SCHMIDT & HATTEL (2005A) kann dieser Mischzustand dann auftreten, wenn die Kontaktschubspannung τ_{WWK} zwar groß genug ist, um die Schubfließspannung τ_f bei niedrigen Dehnraten ($\dot{\varepsilon}_{\downarrow}$) zu übersteigen, jedoch nicht so groß ist, um τ_f auch bei hohen Dehnraten ($\dot{\varepsilon}_{\uparrow}$), die bei vollständigem *Haften* vorliegen, zu erreichen. Die Grenzschicht rotiert dann mit einer geringeren Geschwindigkeit als das Werkzeug ($0 < \delta_H < 1$). In Tabelle 3-2 sind die Kontaktbedingungen zusammengefasst.

Tabelle 3-2: Definition der Kontaktbedingungen im Werkzeug-Werkstück-Kontakt (WWK) nach SCHMIDT & HATTEL (2005A); hohe Dehnrate ($\dot{\varepsilon}_{\uparrow}$) und niedrige Dehnrate ($\dot{\varepsilon}_{\downarrow}$) qualitativ durch Pfeile gekennzeichnet

Kontakt-bedingung	**Geschwindigkeit der Grenzschicht v_{GS}**	**Kontaktschub-spannung τ_{WWK}**	**Haftmaß δ_H**
Haften	$v_{GS} = \omega\, r$	$\tau_{WWK} = \tau_f(\dot{\varepsilon}_{\uparrow})$	$\delta_H = 1$
Haften/Gleiten	$v_{GS} < \omega\, r$	$\tau_f(\dot{\varepsilon}_{\downarrow}) < \tau_{WWK} < \tau_f(\dot{\varepsilon}_{\uparrow})$	$0 < \delta_H < 1$
Gleiten	$v_{GS} = 0$	$\tau_{WWK} < \tau_f$	$\delta_H = 0$

Im Fall von *Gleiten* (siehe Bereich I in Abbildung 3-4) entspricht die Kontaktschubspannung τ_{WWK} der Reibschubspannung τ_{Reib} (SCHMIDT ET AL. 2004; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 283), die üblicherweise mithilfe des Reibgesetzes nach Coulomb wie folgt berechnet wird (DOEGE & BEHRENS 2010, S. 236):

$$\tau_{WWK} = \tau_{Reib} = \mu\, p \tag{3-19}$$

$$\text{mit } p = \frac{F_a}{r_S^2\, \pi}$$

Dabei sind μ der Reibungskoeffizient und p die Druckspannung, die unterhalb der Werkzeugschulter im WWK herrscht. Die Druckspannung p kann nach LOHWASSER & CHEN (2010, S. 283) unter Vernachlässigung der Pin-Mantelfläche durch die Axialkraft F_a mit $p = F_a/(r_S^2\, \pi)$ abgeschätzt werden. Nach POPOV (2010, S. 142) gilt das Coulomb'sche Reibgesetz jedoch nur, solange die reale Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück mit der Druckspannung p zunimmt. Entspricht die reale Kontaktfläche der nominalen Kontaktfläche, was bei höherer Druckspannung p der Fall ist, und wird p über die Fließspannung k_f des Werkstoffs hinaus gestei-

gert, so verformt sich die Werkstückoberfläche plastisch. Es liegt dann *Haften* vor (DOEGE & BEHRENS 2010, S. 238 f.).

Im Zustand *Haften* (siehe Bereich III in Abbildung 3-4) wird die Kontaktschubspannung τ_{WWK} nach dem Reibfaktormodell (DOEGE & BEHRENS 2010, S. 240) durch die Schubfließspannung τ_f des Werkstoffs in der Grenzschicht limitiert (MAALEKIAN ET AL. 2008; ASSIDI ET AL. 2010). Es kann also maximal die Schubfließspannung τ_f vom Werkzeug auf den Werkstoff übertragen werden, da dieser in der Grenzschicht beginnt abzuscheren (CZICHOS & HABIG 2010, S. 577). Unter Anwendung der Fließhypothese nach von Mises (DOEGE & BEHRENS 2010, S. 163) ergibt sich die Kontaktschubspannung τ_{WWK} zu:

$$\tau_{WWK} = \tau_f = \frac{k_f}{\sqrt{3}} \tag{3-20}$$

Die Fließspannung k_f ist dabei in hohem Maße temperaturabhängig (SCHMIDT ET AL. 2004; DOEGE & BEHRENS 2010, S. 92 ff.). ZHANG ET AL. (2007) und MAALEKIAN ET AL. (2008) kombinierten das Coulomb'sche Reibgesetz und das Reibfaktormodell zur Charakterisierung der Kontaktschubspannung τ_{WWK} beim FSW für die Kontaktbedingungen *Gleiten* und *Haften*. In Abbildung 3-4 ist die Kontaktschubspannung τ_{WWK} in Abhängigkeit von der Druckspannung p schematisch dargestellt, wobei der Übergang in Bereich II, der den Mischzustand *Gleiten/Haften* beschreibt, nicht genau bestimmt werden kann (MAALEKIAN ET AL. 2008). Nach DOEGE & BEHRENS (2010, S. 241) kann der reale Verlauf der Kontaktschubspannung τ_{WWK} in Abbildung 3-4 mathematisch wie folgt formuliert werden:

$$\frac{\tau_{WWK}}{\tau_f} = \sqrt[j]{\tanh\left(\frac{\mu\, p}{\tau_f}\right)^j} \tag{3-21}$$

Dabei ist j ein Ansatzfreiwert, um den Übergang im Bereich II zu approximieren. Der ideale Verlauf ergibt sich für $j \rightarrow \infty$. Zur Modellierung des Mischzustands *Gleiten/Haften*, der nach LOHWASSER & CHEN (2010, S. 282) die beim FSW vorherrschenden Kontaktbedingungen am besten beschreibt, gewichteten SCHMIDT ET AL. (2004) die Kontaktschubspannung τ_{WWK} aus Gleichungen (3-19) und (3-20) mithilfe des Haftmaßes δ_H und bildeten die Summe. Es gilt:

$$\tau_{WWK} = \delta_H\, \tau_f + (1 - \delta_H)\, \tau_{Reib} = \delta_H \frac{k_f}{\sqrt{3}} + (1 - \delta_H)\, \mu\, p \tag{3-22}$$

Plastische Deformation findet demnach statt, wenn die Kontaktbedingung *Haften* erfüllt ist, während Reibung im Fall von *Gleiten* auftritt. Der Ansatz von SCHMIDT

ET AL. (2004) zur Beschreibung der Kontaktschubspannung τ_{WWK} im WWK mit Gleichung (3-22) wurde von zahlreichen Autoren zur Berechnung des Drehmoments bzw. der Wärmegenerierung verwendet (PEEL ET AL. 2006; CHEN ET AL. 2006; NANDAN ET AL. 2007A; NANDAN ET AL. 2008A; HAMILTON ET AL. 2008; MAALEKIAN ET AL. 2008; ARORA ET AL. 2009; ARORA ET AL. 2011A; MEHTA ET AL. 2013). Entscheidend dabei ist die Wahl des Haftmaßes δ_H, d. h. des Verhältnisses zwischen den Mechanismen Reibung und plastischer Deformation.

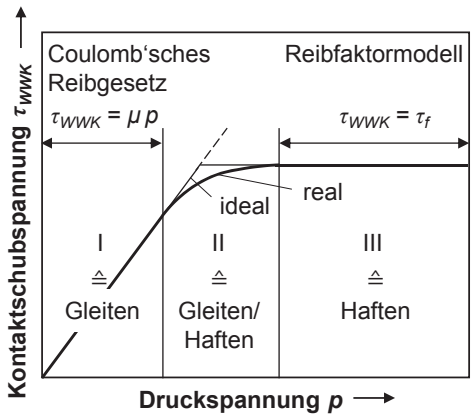


Abbildung 3-4: Charakterisierung der Kontaktschubspannung τ_{WWK} im Werkzeug-Werkstück-Kontakt als Funktion der Druckspannung p durch Kombination des Coulomb'schen Reibgesetzes mit dem Reibfaktormodell – schematische Darstellung in Anlehnung an MAALEKIAN ET AL. (2008) und SHAW (1963)

NANDAN ET AL. (2007B), NANDAN ET AL. (2007A) und NANDAN ET AL. (2008A) übertrugen die Kenntnisse zu den Kontaktbedingungen beim Querkeilwalzen (DENG ET AL. 2001) auf das FSW und ermittelten das Haftmaß δ_H nach folgender Gleichung:

$$\delta_H = \exp\left(-\delta_0 \frac{\omega}{\omega_0} \frac{r}{r_S}\right), \quad \delta_0 > 0 \tag{3-23}$$

Die dimensionslose Konstante δ_0 dient zur Anpassung der berechneten an die experimentellen Ergebnisse. Um den Exponenten zu entdimensionalisieren, wird für ω_0 eine typische Referenzdrehzahl gewählt. Diesem Ansatz zufolge variiert das Haftmaß δ_H auf der Schulterfläche und der Pin-Stirnfläche, während es für zylindrische

Pins auf der Pin-Mantelfläche konstant ist. Ähnliche Ansatzfunktionen für das Haftmaß δ_H mit teilweise eingeschränktem Wertebereich wurden von ARORA ET AL. (2009) und ARORA ET AL. (2011A) verwendet. ARORA ET AL. (2011B) und MEHTA ET AL. (2013) leiteten das Haftmaß δ_H ebenfalls aus Versuchen zum Querkeilwalzen (LI & LOVELL 2005) ab:

$$\delta_H = 1{,}026 - 0{,}31 \cdot \exp\left(\frac{r\,\omega}{1{,}87}\right) \tag{3-24}$$

Im Gegensatz zu Gleichung (3-23) weist der Verlauf des Haftmaßes δ_H nach Gleichung (3-24) jedoch eine Rechtskrümmung auf. HAMILTON ET AL. (2008) gingen davon aus, dass der Einfluss der Streckenenergie E_S auf die Kontaktbedingungen im WWK im Vergleich zum Radius r und zur Winkelgeschwindigkeit ω deutlich größer ist. Sie definierten daher nachstehendes Gleitmaß δ_E:

$$\delta_E = \exp\left(-\frac{E_{S,eff}}{E_{S,max}}\right) \tag{3-25}$$

Die effektive Streckenenergie $E_{S,eff}$ ist die mit dem Verhältnis aus Pinlänge und Blechdicke l_P/h multiplizierte Streckenenergie E_S. Im hypothetischen Fall, dass die Nahttemperatur T_N die Solidustemperatur $T_{Solidus}$ des Werkstoffs erreicht, liegt die maximale Streckenenergie $E_{S,max}$ vor. Das Gleitmaß δ_E nach Gleichung (3-25) ist somit nicht im Sinne von SCHMIDT ET AL. (2004) als Anteil von Reibung und plastischer Deformation am Drehmoment bzw. an der Wärmegenerierung zu verstehen, sondern beschreibt eine Art Wirkungsgrad für den Wärmeeintrag in die Schweißnaht aufgrund von Reibung. Im Grenzfall $E_{S,eff} = E_{S,max}$, d. h. für $T_N = T_{Solidus}$, dominiert der Zustand *Gleiten*. Hingegen liegt *Haften* vor ($\delta_E = 1$), wenn die Nahttemperatur T_N und damit die effektive Streckenenergie $E_{S,eff}$ sehr gering ist. Das Modell berücksichtigt jedoch keine Wärmegenerierung durch plastische Deformation. Daher ist die nach diesem Ansatz modellierte Nahttemperatur für kleine Werte von $E_{S,eff}$ im Vergleich zur gemessenen Temperatur zu gering (HAMILTON ET AL. 2008).

Neben dem Haftmaß δ_H ist zur Berechnung der Kontaktschubspannung τ_{WWK} nach Gleichung (3-22) auch ein geeigneter Reibungskoeffizient μ zu wählen. Eine exakte experimentelle Bestimmung von μ beim FSW für unterschiedliche Prozessbedingungen und Materialkombinationen zwischen Werkzeug und Werkstück ist allerdings nur schwer möglich (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 283; MAALEKIAN ET AL. 2008). Der Grund hierfür ist, dass der Reibungskoeffizient μ von zahlreichen Faktoren, wie z. B. der Kontaktgeometrie, der Temperatur, der Oberflächenbeschaffenheit und der Relativbewegung zwischen den Reibpartnern, beeinflusst wird (BLAU

2001). BOWDEN & HUGHES (1939) ermittelten den Reibungskoeffizienten μ empirisch in Abhängigkeit der Temperatur T. Sie stellten für die Werkstoffpaarungen Nickel-Wolfram, Nickel-Nickel und Kupfer-Kupfer eine Abnahme von μ mit steigender Temperatur T fest, wobei sie T im Bereich von mehreren hundert Grad variierten. Sind die Axialkraft F_a und das Drehmoment M bekannt, so lässt sich der Reibungskoeffizient μ mithilfe von Gleichungen (3-4) und (3-5) analytisch abschätzen (SCHMIDT ET AL. 2004; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 283 f.). In der Literatur werden für FSW, abhängig von den spezifischen Prozessbedingungen, μ-Werte im Bereich von 0,2 bis 0,6 berichtet (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 188; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 283; FRIGAARD ET AL. 2001; SCHMIDT & HATTEL 2005B; PEEL ET AL. 2006; SOUNDARARAJAN ET AL. 2005). Mit wenigen Ausnahmen wird der Reibungskoeffizient μ dabei als konstant angenommen. NANDAN ET AL. (2008A) und ARORA ET AL. (2009) gaben für μ, basierend auf Untersuchungen zum Reibungskoeffizienten von KONG & ASHBY (1991), folgenden funktionalen Zusammenhang an:

$$\mu = \mu_0 \exp\left((\delta_H - 1)\frac{\omega}{\omega_0}\frac{r}{r_S}\right) \tag{3-26}$$

Dabei ist μ_0 der Reibungskoeffizient, der im Fall von *Haften* ($\delta_H = 1$) vorliegt. Die Autoren bestimmten μ_0 zu 0,7 und berechneten das Haftmaß δ_H nach Gleichung (3-23).

3.4.2.3 Verwendete Materialgesetze beim Rührreibschweißen

Zur Berechnung der Schubfließspannung τ_f nach Gleichung (3-20) im Fall *Haften* muss die Fließspannung k_f des Werkstoffs in Abhängigkeit der Prozessbedingungen beim FSW bekannt sein. Dabei sind im Wesentlichen die im Nugget und in der TMZ (Abbildung 2-2 auf S. 6) auftretende Dehnung ε, Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ und Temperaturen T_N zu berücksichtigen (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 48). Da FSW ein thermomechanischer Prozess ist, bei dem der Werkstoff – ähnlich zu Extrusionsprozessen – hohe Dehnraten bei Temperaturen nahe der Solidustemperatur $T_{Solidus}$ erfährt, kann die Literatur zur Warmumformung wichtige Erkenntnisse hinsichtlich der Beschreibung des Materialverhaltens liefern (SHERCLIFF & COLEGROVE 2002). Die am häufigsten verwendete Formulierung für die Fließspannung k_f in Abhängigkeit von der Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ und der Temperatur T geht daher auf SHEPPARD & WRIGHT (1979) zurück (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 48). Sie stellten für die Fließspannung k_f, basierend auf Torsionsversuchen bei erhöhten Temperaturen von 300 °C bis 500 °C und auf Vorarbeiten von SELLARS & TEGART (1972), den Zusammenhang in Gleichung (3-27) auf, der als Gesetz nach *Sellars-Tegart* bezeichnet wird. Es gilt:

$$k_f = \frac{1}{\alpha_W} \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A_W} \right)^{\frac{1}{m}} + \sqrt{\left(\frac{Z}{A_W} \right)^{\frac{2}{m}} + 1} \right\} \tag{3-27}$$

Dabei sind α_W, A_W und m Werkstoffkonstanten, die durch Regression ermittelt werden. Der *Zener-Hollomon*-Parameter Z (ZENER & HOLLOMON 1944)

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q_W}{R\,T} \right) \tag{3-28}$$

stellt die temperaturkompensierte Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ dar, wobei Q_W die Aktivierungsenergie des Werkstoffs und R die allgemeine Gaskonstante sind (SHERCLIFF & COLEGROVE 2002). SHEPPARD & JACKSON (1997) führten Torsions- und Stauchversuche bei Dehnraten bis $\dot{\varepsilon} = 80\ s^{-1}$ sowie Temperaturen bis 420 °C durch und bestimmten die Werkstoffkonstanten α_W, A_W und m für verschiedene Al-Legierungen. TELLO ET AL. (2010) ermittelten α_W, A_W und m für einen Temperaturbereich von 350 °C bis 500 °C, jedoch nur bis zu einer maximalen Dehnrate von $\dot{\varepsilon} = 10\ s^{-1}$. Die Werkstoffkonstanten unterscheiden sich daher von denen von SHEPPARD & JACKSON (1997). Zwar liegen die Prozesstemperaturen beim FSW im berücksichtigten Temperaturbereich von TELLO ET AL. (2010), doch geben die Autoren zu bedenken, dass die Dehnraten höher als $10\ s^{-1}$ sein können und somit die Werkstoffkonstanten mit Vorsicht zu verwenden sind.

Zu den Werkstoffkonstanten α_W, A_W und m ist weiterhin anzumerken, dass diese bei kaltverfestigenden Werkstoffen, also wie z. B. bei der in dieser Arbeit untersuchten Al-Legierung EN AW-5083, zwar grundsätzlich von der Dehnung ε abhängig sind. Unter stationären Prozessbedingungen kann jedoch davon ausgegangen werden, dass die Werkstoffkonstanten von der Dehnung ε annähernd unabhängig sind, da sich in diesem Fall die Verfestigung des Werkstoffs aufgrund der plastischen Deformation und die Entfestigung bedingt durch Rekristallisationsvorgänge gegenseitig kompensieren (NANDAN ET AL. 2008B).

Der Festigkeitsabfall nahe der Solidustemperatur $T_{Solidus}$, der für den FSW-Prozess von entscheidender Bedeutung ist, wird durch die empirischen Daten von SHEPPARD & JACKSON (1997) nicht abgebildet (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 198), da lediglich bis zu einer Temperatur von 420 °C getestet wurde. COLEGROVE ET AL. (2007) erweiterten daher den Gültigkeitsbereich, indem sie für die Fließspannung k_f ab einer beliebig gewählten Temperatur T_m einen linearen Abfall auf null bis zur Solidustemperatur $T_{Solidus}$ annahmen (Abbildung 3-5).

Vergleichbare Ansätze zur Beschreibung der Fließspannung k_f im für den FSW-Prozess relevanten Temperaturbereich nahe $T_{Solidus}$ wurden von SEIDEL & REYNOLDS (2003), LONG ET AL. (2007) und KIM ET AL. (2010) berichtet. Weitere Anwendung fand die Modellierung der Fließspannung k_f nach *Sellars-Tegart* bei NANDAN ET AL. (2007B), NANDAN ET AL. (2007A) und NANDAN ET AL. (2008A).

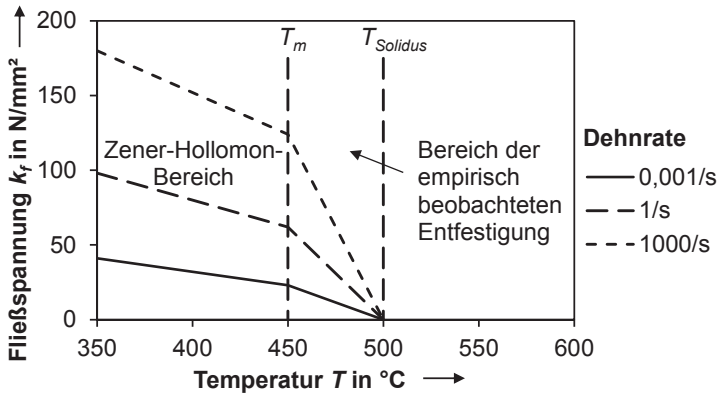


Abbildung 3-5: Fließspannung k_f für EN AW-7449 nach Sellars-Tegart in Abhängigkeit der Temperatur T für unterschiedliche Dehnraten $\dot{\varepsilon}$ (Zener-Hollomon-Bereich); Erweiterung durch linearen Festigkeitsabfall ab einer beliebigen Temperatur T_m auf null bei der Solidustemperatur $T_{Solidus}$ (Bereich der empirisch beobachteten Entfestigung) in Anlehnung an COLEGROVE ET AL. (2007)

ASKARI ET AL. (2001) und SCHMIDT & HATTEL (2005B) verwendeten das Materialmodell nach *Johnson-Cook* zur Beschreibung der Fließspannung k_f in Abhängigkeit der Dehnung ε, der Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ und der Temperatur T. Für k_f gilt:

$$k_f = (A + B\varepsilon^{m_1})\left(1 + C\ln\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\left(1 - \frac{T - T_0}{T_{Solidus} - T_0}\right)^{m_2} \tag{3-29}$$

Hierbei sind A, B, C, m_1 und m_2 Werkstoffkonstanten und T_0 ist die Umgebungstemperatur. Die Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ wird zur Entdimensionierung auf $\dot{\varepsilon}_0$ (typischerweise 1 s^{-1}) bezogen (JOHNSON & COOK 1983). Vorteilhaft gegenüber dem Modell von *Sellars-Tegart* ist, dass der Abfall der Fließspannung k_f auf null bei Erreichen der Solidustemperatur $T_{Solidus}$ erfasst wird (Abbildung 3-6). Hingegen wird die Dehnra-

tenabhängigkeit, die bei Al-Legierungen deutlich ausgeprägt ist, nur unzureichend abgebildet (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 198).

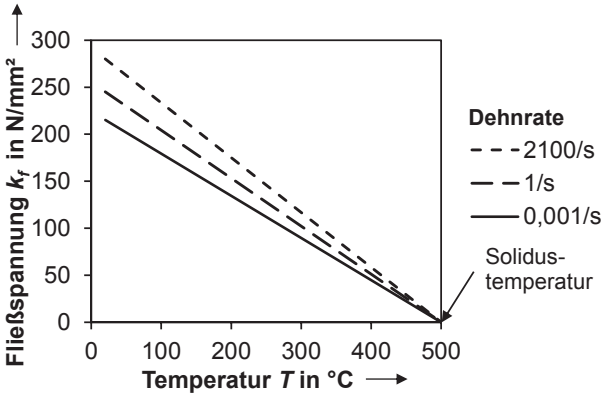


Abbildung 3-6: Fließspannung k_f für EN AW-2024 nach Johnson-Cook in Abhängigkeit der Temperatur T für unterschiedliche Dehnraten $\dot{\varepsilon}$ ohne Berücksichtigung der Dehnung ε, d. h. B = 0 in Gleichung (3-29); in Anlehnung an COLEGROVE & SHERCLIFF (2004)

KUYKENDALL ET AL. (2013) beschreiben zusätzlich zu den oben genannten Modellen weitere Materialmodelle, die beim FSW vereinzelt Anwendung finden. Speziell verglichen sie die beiden Gesetze von *Sellars-Tegart* und *Johnson-Cook* am Beispiel der Al-Legierung EN AW-5083, indem sie die Dehnung ε, die Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ und die Temperatur T_N in der Schweißnaht mithilfe der Finite-Elemente-Methode simulierten. Es zeigte sich, dass das *Johnson-Cook*-Modell eine geringere Fließspannung k_f vorhersagt als das *Sellars-Tegart*-Modell. Die Autoren begründen dies mit der schwindenden Abhängigkeit der Fließspannung k_f von der Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ bei hohen Dehnraten, wie sie im stationären FSW-Prozess auftreten. Dieser Effekt wird durch das *Johnson-Cook*-Modell im Gegensatz zum *Sellars-Tegart*-Modell nicht abgebildet (NANDAN ET AL. 2008B), da die Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ beim FSW den Dehnratenbereich, für den die Werkstoffkonstanten ermittelt wurden, übersteigt (KUYKENDALL ET AL. 2013).

Zur Berechnung der Fließspannung k_f wird bei allen Materialgesetzen die Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ benötigt, deren experimentelle Bestimmung nach MISHRA & MAHONEY (2007, S. 132) jedoch nicht möglich ist. Werte für $\dot{\varepsilon}$ basieren daher meist auf analytischen

und numerischen Berechnungsmodellen und liegen im Bereich von 1 s^{-1} bis 1000 s^{-1} (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 132; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 48; QIAN ET AL. 2013). Ein Ansatz zur Abschätzung der Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ besteht darin, den *Zener-Hollomon*-Parameter Z anhand der durchschnittlichen Korngröße d_{KG} in der Schweißnaht nach der Korrelation in Gleichung (3-30) zu bestimmen:

$$d_{KG}^{-1} = A + B \ln Z \tag{3-30}$$

A und B sind dabei empirisch zu ermittelnde Konstanten (SHEPPARD & TUTCHER 1981; CINGARA ET AL. 1995). Ist Z bekannt, kann mit Gleichung (3-28) die Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ berechnet werden. Diese Methode wurde von SHERCLIFF & COLEGROVE (2002) allerdings als unpräzise bewertet, da der Zusammenhang in Gleichung (3-30) in hohem Maße legierungsabhängig ist und insbesondere für wärmebehandelbare Al-Legierungen nicht hinreichend validiert wurde. Alternativ kann die Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ auch aus der Umfangsgeschwindigkeit am Werkzeug und der resultierenden Scherschichtbreite b_{SL} (Abbildung 3-7a) wie folgt abgeschätzt werden (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 288):

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{2} \frac{\delta_H \, \omega \, r}{b_{SL}} \tag{3-31}$$

Als Scherschicht wird der Bereich zwischen der Pin-Mantelfläche und dem Übergang von der TMZ zur WEZ bezeichnet. Die Scherschichtbreite b_{SL} entspricht somit im Wesentlichen der Breite der TMZ.

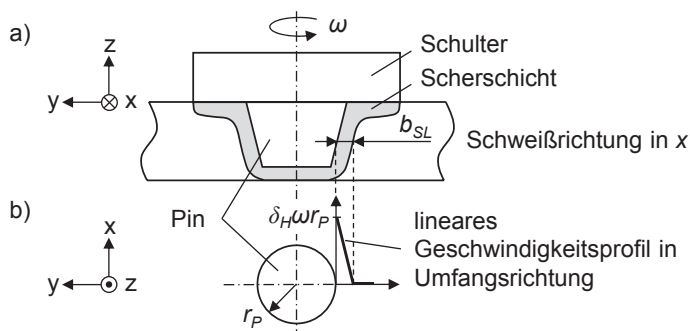


Abbildung 3-7: a) Schematische Darstellung der Scherschicht der Breite b_{SL} am Werkzeug; b) Annahme eines lineares Geschwindigkeitsprofils in Umfangsrichtung in der Scherschicht (in Anlehnung an LOHWASSER & CHEN (2010, S. 287))

Der Berechnung der Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ nach Gleichung (3-31) liegt dabei die Annahme eines linearen Geschwindigkeitsprofils in der Scherschicht zugrunde (Abbildung 3-7b). Ausgehend von der Grenzschicht im WWK nimmt der Werkstofffluss in Umfangsrichtung über die Breite b_{SL} der Scherschicht linear auf null ab (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 291).

3.4.2.4 Fazit

Die Herausforderungen bei der analytischen Modellierung des Drehmoments beim FSW liegen insbesondere in der Beschreibung des vorliegenden Spannungszustands in der Kontaktfläche zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück. Aufgrund des dualen Charakters der Erzeugung der Wärme bzw. des Drehmoments sind die Mechanismen der Reibung und der plastischen Deformation gleichermaßen zu berücksichtigen. Deren jeweiliger Anteil an der Wärmegenerierung bzw. am Drehmoment ist dabei von den Prozessbedingungen abhängig und lässt sich empirisch nicht genau quantifizieren. Somit gilt es, einerseits den Reibungskoeffizienten zu bestimmen und andererseits eine geeignete Beschreibung der Fließspannung in Abhängigkeit der Dehnung, der Dehnrate und der Temperatur zu finden. Valide Daten aus Grundlagenuntersuchungen zum Reibungskoeffizienten bzw. zur Fließspannung sind für die relativ hohen Prozesstemperaturen nahe der Solidustemperatur jedoch nur eingeschränkt verfügbar. Unter diesen Gegebenheiten sind analytische Modelle zum Drehmoment folglich mit einigen Unschärfen behaftet, die eine Kalibrierung anhand empirischer Daten zwingend erforderlich machen. Von Ansätzen zur Modellierung des Einflusses von Störgrößen auf die Prozessantworten, wie beispielsweise das Drehmoment, wird in der Literatur nicht berichtet.

3.5 Einfluss der Pingeometrie

Die Pingeometrie hat einen großen Einfluss auf den Werkstofffluss um den Pin herum und damit auf die resultierende Nahtqualität (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 15 ff.). Nachfolgend werden in erster Linie Pingeometrien betrachtet, deren zylindrische bzw. konische Grundform durch seitliche Abflachungen variiert wird.

ELANGOVAN ET AL. (2008) untersuchten unterschiedliche Pinformen mit u. a. rundem, dreieckigem und rechteckigem Querschnitt jeweils ohne Gewinde (Abbildung 3-8). Dabei wurde mit dem rechteckigen Pin die höchste Zugfestigkeit R_m bei den Schweißnähten erreicht, gefolgt von dem dreieckigen und dem runden Pin. Als Ur-

sache hierfür gaben ELANGOVAN ET AL. (2008) eine durch die seitlichen Abflachungen verbesserte Förderwirkung des rechteckigen und des dreieckigen Pins an.

Zu vergleichbaren Ergebnissen kamen KUMAR ET AL. (2013) und MARZBANRAD ET AL. (2014), die mit einem rechteckigen Pin ebenfalls die höchste Zugfestigkeit R_m erzielten. MARZBANRAD ET AL. (2014) begründeten die höhere Festigkeit mit dem feineren Nahtgefüge, d. h. kleinere Korngrößendurchmesser, im Vergleich zu den Schweißversuchen mit rundem Pin. Darüber hinaus stellten sie für den rechteckigen Pin eine höhere Maximaltemperatur und eine breitere Scherschicht als für den runden Pin fest. Die Autoren schlussfolgerten daraus, dass der Anteil der Wärmeerzeugung aufgrund von plastischer Deformation beim rechteckigen Pin im Vergleich zum runden Pin größer ist. Hingegen ist beim runden Pin aufgrund der größeren Kontaktfläche mit dem umgebenden Werkstoff der Anteil der Reibungswärme höher.

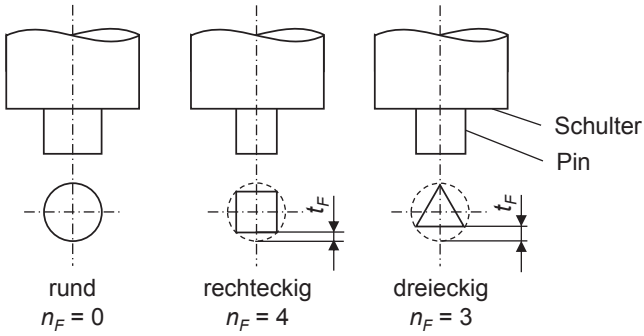


Abbildung 3-8: Zylindrische Pinformen mit rundem, rechteckigem und dreieckigem Querschnitt ohne Gewinde; Anzahl der Abflachungen n_F, Tiefe der Abflachungen t_F nach ELANGOVAN ET AL. (2008)

Verglichen mit den Ergebnissen von MARZBANRAD ET AL. (2014) ergaben die Untersuchungen von FUJII ET AL. (2006) an runden und dreieckigen Pins eine niedrigere Nahttemperatur für den dreieckigen Pin. FUJII ET AL. (2006) begründeten dies mit der kleineren Kontaktfläche, die zu einer geringeren Wärmeerzeugung durch Reibung im WWK führt. Im Gegensatz zur rechteckigen Pinform (MARZBANRAD ET AL. 2014) wird der Verlust der reibungsbasierten Wärmeerzeugung beim dreieckigen Pin demnach nicht durch eine vermehrte Wärmeerzeugung aufgrund von Dissipation überkompensiert.

COLE ET AL. (2012) variierten an einem konischen Pin die Tiefe t_F und die Anzahl n_F der Abflachungen. Gegenüber einem runden Pin beobachteten sie für einen Pin mit drei Abflachungen eine Zunahme der Zugfestigkeit R_m in der Naht um 80 %. Eine weitere Vergrößerung der Abflachungstiefe t_F führte jedoch nicht zu einer zusätzlichen Festigkeitssteigerung der Naht, wohl aber zu einem Abfall der Axialkraft F_a. Durch eine Verdoppelung der Anzahl der Pinabflachungen von $n_F = 2$ auf $n_F = 4$ wurde die Längskraft F_x deutlich reduziert, während kein nennenswerter Einfluss von n_F auf die Axialkraft F_a, die Querkraft F_y und die Zugfestigkeit R_m zu verzeichnen war. COLLIGAN ET AL. (2003) stellten einen annähernd linearen Zusammenhang zwischen der Anzahl der Pinabflachungen n_F und der Reduktion der Längskraft F_x sowie des Drehmoments M fest, wobei der Einfluss von n_F auf F_x größer ist. COLEGROVE & SHERCLIFF (2004) und MISHRA & MAHONEY (2007, S. 221) berichten ebenfalls von einer Reduktion der Prozesskräfte, insbesondere der Längskraft F_x, durch seitliche Abflachungen am Pin.

Fazit

Ausgehend von einem zylindrischen Pin kann der Werkstofffluss um den Pin herum durch seitliche Abflachungen an der Pinmantelfläche erleichtert werden. Dies spiegelt sich in einer Reduktion der Längskraft in Schweißrichtung wider, während die beiden anderen Kraftkomponenten davon weitestgehend unberührt bleiben. Zudem hängen die jeweiligen Anteile der Reibung und der plastischen Deformation an der Wärmeerzeugung von der Anzahl und der Größe der Abflachungen am Pin ab. Im Vergleich zur Längskraft ist der Einfluss der Pinabflachungen auf die Nahttemperatur und das Drehmoment jedoch geringer. Ein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Abflachungen und der Nahttemperatur bzw. dem Drehmoment liegt nicht vor.

3.6 Bewertung des Stands der Technik und Handlungsbedarf

Spalteinfluss

Zum Einfluss des Spalts auf die Schweißnahtqualität beim FSW von Stumpfstoßverbindungen gibt es zahlreiche Untersuchungen, in denen für verschiedene Werkstoffe und Blechdicken eine Spalttoleranz angegeben wird (vgl. Abschnitte 3.2.1 und 3.2.2). Einheitliche und eindeutige Kriterien, wonach eine bestimmte Spaltbreite als tolerierbar gilt, existieren jedoch nicht. Großer Forschungsbedarf besteht insbesondere hinsichtlich der Zusammenhänge zwischen der Störgröße Spalt und den Prozessantworten, d. h. dem Drehmoment, den Kräften und der Temperatur (vgl. Abschnitt 3.2.3). Das Verständnis hierzu ist Voraussetzung dafür, dass der negative Einfluss des Spalts auf die Nahtqualität online, d. h. bereits während des Prozesses,

reduziert bzw. gänzlich kompensiert werden kann, indem die Prozessantworten erfasst und durch Adaption der Prozessparameter entsprechend angepasst werden. Die dazu erforderlichen Kenntnisse der Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern und den -antworten sowie zwischen den Prozessantworten und der Nahtqualität wurden bislang nicht hinreichend und systematisch erarbeitet, sodass hier Handlungsbedarf vorliegt. In publizierten Forschungsarbeiten zum Spalteinfluss wurde der FSW-Prozess meist als „Black Box“ betrachtet und lediglich die Korrelation zwischen dem Spalt und der Nahtqualität untersucht.

Strategien zur Steigerung der Spalttoleranz

Bestehende Ansätze zur Steigerung der Spalttoleranz basieren auf dem Einsatz von draht- oder pulverförmigem Zusatzwerkstoff zum Auffüllen des Spalts (vgl. Abschnitt 3.2.4). Diese Methode bedingt allerdings einen erhöhten systemtechnischen Aufwand und lässt sich nur eingeschränkt während des Prozesses einsetzen. Deutlich vielversprechender und auch online anwendbar ist dagegen der Ansatz, die Eintauchtiefe bzw. den Anstellwinkel zu vergrößern, um so das fehlende Werkstoffvolumen im Spalt durch Werkstoff aus dem Schulterbereich auszugleichen. Nachteilig hierbei ist die Reduzierung des Nahtquerschnitts, die v. a. bei dynamischer Belastung zu einer Schwächung der Naht aufgrund der erhöhten Kerbwirkung führt. Derweil ungeklärt ist, inwiefern die anderen Prozessparameter, also die Drehzahl, die Vorschubgeschwindigkeit und der seitliche Achsversatz, ggf. in Kombination mit der Eintauchtiefe bzw. dem Anstellwinkel, geeignet sind, im laufenden Prozess auf einen Fügespalt zu reagieren und dessen negative Auswirkungen zu verringern. Es bedarf also eines Prozessmodells, das neben den Korrelationen zwischen den Prozessparametern, den Prozessantworten und der Nahtqualität auch den Einfluss des Spalts als Störgröße berücksichtigt.

Prozessmodellierung

Mit Blick auf die Modellierung des FSW-Prozesses sind zahlreiche empirische Ansätze vorhanden, die beispielsweise das resultierende Drehmoment beschreiben. Diese Modelle gelten allerdings nur für eine spezifische Schweißaufgabe, da Informationen zum Werkstoffverhalten und zur Blechdicke bzw. zur Werkzeuggröße darin nicht enthalten sind. Bestehende analytische Ansätze zur Berechnung des Drehmoments hingegen beachten diese Aspekte und bilden zudem die Mechanismen der Wärmegenerierung durch Reibung und plastische Deformation ab. Unklar ist jedoch, von welchen Prozess- bzw. Werkzeugparametern die Größe des Anteils des jeweiligen Mechanismus am Drehmoment abhängig ist. Darüber hinaus wurde bislang weder in den empirischen noch in den analytischen Prozessmodellen der Einfluss des Spalts berücksichtigt.

Zusammenfassend kann somit folgender Handlungsbedarf festgehalten werden:

- Entwicklung von Kriterien, wonach eine Spaltbreite als tolerierbar gilt
- Ganzheitliche Analyse der Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern, den Prozessantworten und der resultierenden Nahtqualität unter Berücksichtigung der Störgröße Spalt
- Identifizierung geeigneter Prozessparameter zur Erhöhung der tolerierbaren Spaltbreite während des Prozesses
- Analytische Formulierung des Drehmoments unter Einbeziehung des Spalts
- Bestimmung der Einflussfaktoren auf die Größe der Anteile von Reibung und plastischer Deformation am Drehmoment

4 Zielsetzung und Vorgehensweise

4.1 Zielsetzung

Übergeordnetes Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, einen Beitrag zur Steigerung der Spalttoleranz beim FSW von Stumpfstoßverbindungen zu leisten und damit die für den industriellen Einsatz notwendige Prozessrobustheit zu erhöhen. Dabei soll der negative Einfluss eines Fügespalts auf die Nahtqualität bereits während der Fügeoperation reduziert bzw. gänzlich kompensiert werden. Es soll somit eine Möglichkeit geschaffen werden, auf unterschiedliche Spaltbreiten prozessseitig flexibel reagieren zu können. Durch die Modellierung des FSW-Prozesses unter Berücksichtigung der Spalttoleranz soll hierfür das erforderliche Prozesswissen bereitgestellt werden.

Aus dem Handlungsbedarf und der übergeordneten Zielsetzung ergeben sich folgende Teilziele:

- Erarbeitung von Kriterien und Randbedingungen für die Spalttoleranz
- Aufbau des erforderlichen Prozesswissens zur Kompensation des negativen Spalteinflusses auf die Nahtqualität während des Prozesses
- Erweiterung des Prozessverständnisses hinsichtlich der Zusammenhänge zwischen den Prozessantworten in Abhängigkeit des Werkstoffs und der Blechdicke unter Berücksichtigung der Störgröße Spalt

Der Lösungsansatz zur Erreichung der Zielsetzung basiert, ausgehend vom Stand der Technik, auf zwei Arbeitshypothesen:

Hypothese 1
Die Nahtqualität korreliert mit den Prozessantworten, die während des Prozesses, d. h. online, erfasst und durch die Prozessparameter beeinflusst werden können. Wenn der Einfluss des Spalts auf die Prozessantworten bekannt ist und klar ist, wie diese durch die Prozessparameter kontrolliert werden können, dann kann der negative Einfluss der Störgröße Spalt auf die Nahtqualität online durch entsprechende Anpassung der Prozessparameter reduziert bzw. kompensiert werden.

Hypothese 2
Das Drehmoment ist die Prozessantwort auf den Werkstofffluss um das Werkzeug herum, der die Nahtgüte maßgeblich bestimmt. Daher stellt das Drehmoment (während des Prozesses) einen wichtigen Indikator für die resultierende Nahtqualität dar.

Auf Basis dieser Hypothesen wurden die in Abbildung 4-1 aufgelisteten Forschungsfragen formuliert, die zur Zielerreichung im Hauptteil dieser Arbeit beantwortet werden sollen und aus denen sich die Vorgehensweise ableitet.

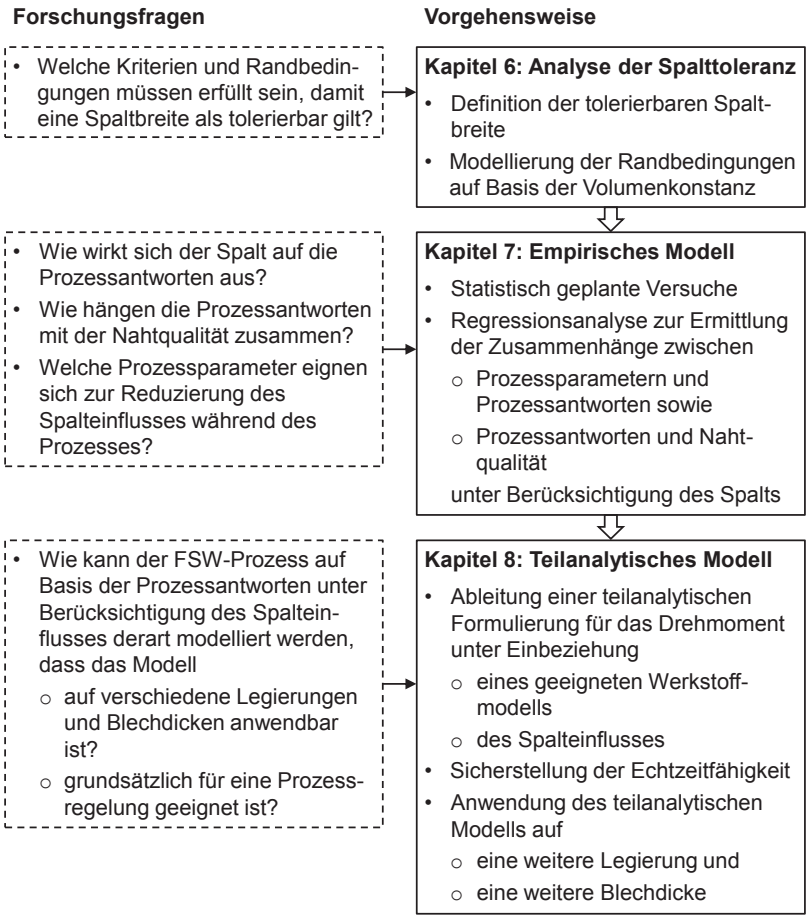


Abbildung 4-1: Forschungsfragen und Vorgehensweise zur Erreichung der Zielsetzung

Die Vorgehensweise im Hauptteil dieser Arbeit (Kapitel 5 bis 8) wird im nachfolgenden Abschnitt 4.2 detailliert beschrieben.

4.2 Vorgehensweise

In Kapitel 5 werden zunächst der Versuchsaufbau und die eingesetzten Messmethoden erläutert. Ein besonderes Augenmerk liegt dabei auf der Systemtechnik zur Erfassung der Prozessantworten (Abschnitt 2.3.4) und deren Auswertung, um eine Zuordnung zur resultierenden Nahtqualtät zu ermöglichen.

Ausgehend von Beobachtungen aus einer empirischen Voruntersuchung zum Spalteinfluss auf die Nahtqualität wird die Störgröße Spalt bei Stumpfstoßverbindungen in Kapitel 6 theoretisch betrachtet. Dabei werden Kriterien für die Nahtqualität festgelegt, wonach der FSW-Prozess hinsichtlich der Spalttoleranz quantitativ beurteilt werden kann. Anhand eines geometrischen Modells, dem die Annahme der Volumenkonstanz zugrunde liegt, werden anschließend Randbedingungen für die Prozess- und Werkzeugparameter ermittelt, die einzuhalten sind, damit eine Spaltbreite als tolerierbar bewertet werden kann.

Kapitel 7 dient dem Aufbau eines empirischen Prozessmodells unter Berücksichtigung des Spalteinflusses. Mithilfe statistisch geplanter Schweißversuche werden die Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern, den Störgrößen, den Prozessantworten und der resultierenden Nahtqualität umfassend analysiert. Von zentraler Bedeutung dabei sind die Korrelationen zwischen den Prozessparametern und den -antworten einerseits sowie zwischen den Prozessantworten und der Nahtqualität andererseits. Dadurch sollen das Prozessverständnis erweitert und die Voraussetzungen geschaffen werden, den negativen Spalteinfluss während des Prozesses (online) zu kompensieren (vgl. Hypothese 1 auf S. 59). Die offline kontrollierbaren Einflussgrößen (Abschnitt 2.3.1), wie die Blechdicke, das Werkzeug und die Legierung, werden nicht variiert.

Um die Erkenntnisse aus der empirischen Modellierung auf weitere Legierungen und Blechdicken übertragen zu können und das Prozessverständnis zu erhöhen, wird der FSW-Prozess in Kapitel 8 teilanalytisch modelliert. Dazu wird das Drehmoment in Abhängigkeit der beiden anderen Prozessantworten, der Temperatur und der Axialkraft, ausgedrückt, wobei ein geeignetes Materialgesetz und der Spalt als Störgröße eingebunden werden. Damit das teilanalytische Modell grundsätzlich auch für den Einsatz in einer Prozessregelung geeignet ist, wird das Drehmoment so formuliert, dass der Berechnungsaufwand im Vergleich zu einer Finite-Elemente-Simulation deutlich geringer ist. Das teilanalytische Modell wird abschließend in seiner Anwendung auf eine weitere Legierung und Blechdicke beschrieben und durch einen Abgleich mit Experimenten verifiziert.

5 Versuchsaufbau und Messmethoden

5.1 Allgemeines

Im vorliegenden Kapitel werden zunächst die für die experimentellen Untersuchungen verwendeten Werkstoffe und die Schweißprobengeometrie beleuchtet. Abschnitt 5.3 enthält eine Beschreibung der eingesetzten Systemtechnik, die das Bearbeitungszentrum, die FSW-Werkzeuge sowie die Messtechnik zur Erfassung der Kräfte, des Drehmoments und der Temperatur während des Prozesses umfasst. Anschließend wird in Abschnitt 5.4 auf die Vorgehensweise bei der Versuchsdurchführung und die Ziele der einzelnen Versuchsreihen eingegangen. Die letzten beiden Abschnitte befassen sich mit der Verifizierung und Auswertung der Temperatur-, der Kraft- und der Drehmomentsignale sowie mit den Methoden zur Beurteilung der Nahtqualität.

5.2 Versuchswerkstoffe und Schweißprobengeometrie

EN AW-5083-H111

Die Schweißversuche für die empirische Prozessmodellierung unter Berücksichtigung des Spalteinflusses wurden an 4 mm dicken Aluminiumblechen der Knetlegierung EN AW-5083-H111 (Al Mg4,5Mn0,7) durchgeführt. Dabei handelt es sich um eine naturharte Al-Legierung, die ihre Festigkeit durch Mischkristallbildung erhält (KAMMER 2002, S. 132). Der Zusatz „H111“ beschreibt den Werkstoffzustand gemäß DIN EN 515, wonach die Bleche zur Einstellung definierter mechanischer Eigenschaften geglüht und geringfügig kaltverfestigt werden. Im Gegensatz zu den aushärtbaren Al-Legierungen, deren Festigkeit durch eine Wärmebehandlung eingestellt wird, wirkt sich die Schweißwärme bei der naturharten Al-Legierung EN AW-5083 im Zustand H111 nur geringfügig festigkeitsmindernd aus (KAMMER 2003, S. 558; KAMMER 2002, S. 610). Die Legierung zählt zu den meistverwendeten Al-Konstruktionswerkstoffen und wird insbesondere im chemischen Apparatebau, bei Druckbehältern und Tankwagen (KAMMER 2003, S. 362) sowie aufgrund der guten Meerwasserbeständigkeit im Schiffbau (KAMMER 2003, S. 660 f.) eingesetzt. Neben den 4 mm dicken Blechen wurden stichprobenartig auch 3 mm dicke Bleche geschweißt, wobei ein kleineres Werkzeug zum Einsatz kam (Abschnitt 5.3.2).

EN AW-1050A-H111
Um die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus der analytischen Prozessmodellierung (Kapitel 8) auf andere Werkstoffe zu überprüfen, wurden zusätzlich Schweißversuche an 4 mm dicken Aluminiumblechen der ebenfalls naturharten Knetlegierung EN AW-1050A-H111 (Al 99,5) durchgeführt. Da diese Legierung einen sehr geringen Anteil an Legierungselementen enthält, unterscheidet sie sich hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften, wie z. B. der Dehngrenze $R_{p0,2}$, deutlich von der Legierung EN AW-5083-H111 (vgl. Tabelle 12-2 im Anhang auf S. 177). Somit ist während des Schweißvorgangs ein erkennbarer Einfluss auf die Prozessantworten zu erwarten, der vom analytischen Prozessmodell abzubilden ist.

Beide Legierungen lagen als gewalzte Halbzeuge in Blechform vor und wurden mithilfe einer Kreissäge auf das Endmaß der zu fügenden Bleche mit einer Breite von 105 mm und einer Länge von 210 mm zugeschnitten. Die Abmessungen wurden so gewählt, dass aus einer Schweißnaht zwei Querschliffe und drei Zugproben mit der nach DIN EN ISO 4136 geforderten Mindestlänge herausgearbeitet werden können (vgl. Abbildung 5-5a auf S. 70). Mit Ausnahme des Entgratens der Fügestoßkanten erfolgte vor dem Schweißen keine weitere Vorbehandlung der Bleche. Die chemische Zusammensetzung nach DIN EN 573-3 der jeweiligen Legierung und deren mechanischen Eigenschaften nach DIN EN 485-2 sind im Anhang A1 (auf S. 177) angegeben. Auf die Nennung des Werkstoffzustands „H111“ wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit verzichtet.

5.3 Systemtechnik

5.3.1 CNC-Bearbeitungszentrum

Sämtliche Schweißversuche wurden mit einem CNC-Bearbeitungszentrum (BAZ) der *Gebrüder Heller Maschinenfabrik GmbH* vom Typ MCH 250 durchgeführt. Das BAZ verfügt über vier CNC-gesteuerte Achsen und eine horizontal angeordnete Spindel (Abbildung 5-1). Der Anstellwinkel α wird durch Schwenken des Rundtisches, auf dem das Werkstück montiert ist, um die b-Achse realisiert. Über den Horizontalschlitten kann das Werkstück mit einer Axialkraft F_a von bis zu 30 kN gegen das Werkzeug gedrückt werden, das von der Spindel mit einem Drehmoment von bis zu 1340 Nm angetrieben wird. Die maximale Spindeldrehzahl beträgt 6000 U/min. In x- und y-Richtung sind Vorschubkräfte von bis zu 15 kN möglich. Somit verfügt das BAZ über hinreichende Leistungsreserven zur Bewerkstelligung

der Schweißaufgaben. Die Sinumerik-840D-Steuerung der Firma *Siemens* stellt eine integrierte Werkzeugüberwachung (Integrated Process Monitoring – IPM) bereit, mithilfe derer verschiedene Prozessdaten, wie z. B. die *z*-Position des Werkzeugs und die Motorströme der einzelnen Achsen sowie der Spindel, aufgezeichnet und ausgegeben werden können. Standardmäßig wird das Werkzeug positionsgeregelt geführt. GEBHARD & ZÄH (2008) berechneten aus dem Motorstrom der *z*-Achse die resultierende Anpresskraft F_z in Abhängigkeit der *z*-Position des Werkzeugs und setzten eine kraftgeregelte Werkzeugführung um, sodass der FSW-Prozess am BAZ in beiden Betriebsmodi durchgeführt werden kann. Es sei darauf hingewiesen, dass die positive *z*-Richtung des BAZ, wie in Abbildung 5-1 eingezeichnet, der *z*-Richtung des FSW-Prozesses (Abbildung 2-1 auf S. 4) entgegen gerichtet ist. Für die Darstellungen im Rahmen dieser Arbeit gilt jedoch ausschließlich das Prozesskoordinatensystem.

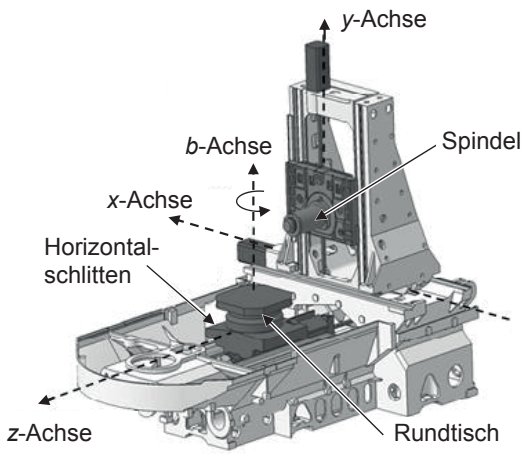


Abbildung 5-1: Kinematik des CNC-Bearbeitungszentrums Heller MCH 250 nach GEBHARD (2011, S. 32)

5.3.2 Werkzeuge

Für die Schweißversuche an den 4 mm dicken Blechen wurde ein zweiteiliges Werkzeug, bestehend aus einer konkaven Schulter mit einem Durchmesser von $d_S = 13$ mm (Abbildung 5-3a auf S. 67) und einem Pin mit einem Durchmesser von $d_P = 5$ mm, verwendet. Das Werkzeug wird im Folgenden mit der vom Verfasser

der Einfachheit halber eingeführten Abkürzung „W13/5“ bezeichnet. Die Pinlänge l_P ist variabel einstellbar. Davon abhängig ergibt sich der Pindurchmesser am Pinfuß d_{PF}. Bei den 4 mm dicken Blechen wurde die Pinlänge auf $l_P = 3{,}85$ mm festgesetzt. Dadurch wird in Verbindung mit einer Eintauchtiefe des TCP von $Et_{TCP} = 0{,}12$ mm eine hinreichende Durchschweißung sichergestellt und gleichzeitig eine Kollision mit der Schweißunterlage vermieden. Der Pin „P5k50“ verjüngt sich an der Spitze konisch mit dem halben Öffnungswinkel $\gamma = 10°$ und besitzt drei seitliche Abflachungen der Tiefe $t_F = 0{,}5$ mm sowie ein Rechtsgewinde (Abbildung 5-2). Da die Abflachungen mit der Rotationsachse ebenfalls den halben Öffnungswinkel $\gamma = 10°$ einschließen, ist t_F konstant.

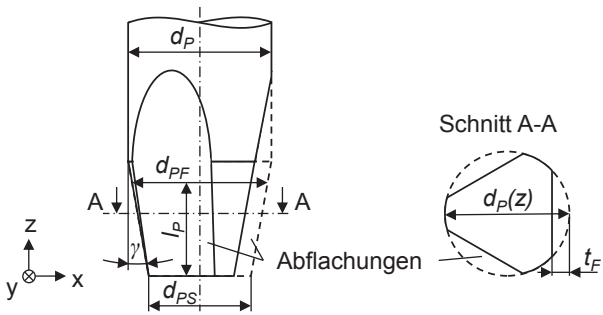


Abbildung 5-2: Pingeometrie – konisch, drei Abflachungen der Tiefe t_F, Rechtsgewinde (nicht dargestellt); Durchmesser an der Pinspitze d_{PS}, Durchmesser am Pinfuß d_{PF} bei der Pinlänge l_P (schematisch)

Das Werkzeug „W10/4“ und der dazugehörige Pin „P4k20“, die zum Fügen der 3 mm dicken Bleche (Abschnitt 8.5.3) verwendet wurden, weisen die gleichen Geometriemerkmale auf, sind jedoch in ihren Abmessungen kleiner, d. h. $d_S = 10$ mm, $d_P = 4$ mm und $t_F = 0{,}2$ mm. Technische Zeichnungen finden sich beispielhaft für das Werkzeug „W13/5“ und den Pin „P5k50“ im Anhang A6 (auf S. 183 f.).

Um die Temperatur möglichst nahe am WWK messen zu können, wurde ein dreiteiliges Werkzeug („T13/5“) mit integriertem Thermoelement (TE) vom Typ K im Schulterkopf verwendet (Abbildung 5-3b). Das TE wurde mit einem elektrisch isolierenden, aber thermisch leitenden, keramischen Klebstoff fixiert, der für Hochtemperaturanwendungen bis 1.600 °C geeignet ist. Die Temperaturmessstelle befindet sich in einem Abstand von 0,5 mm von der Schulteroberfläche entfernt (Abbildung 5-3c).

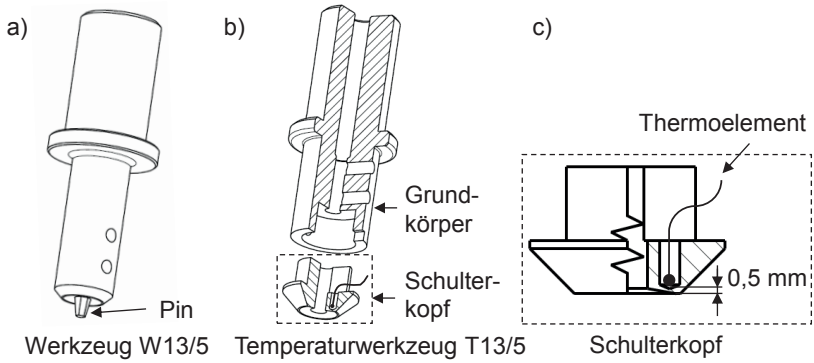


Abbildung 5-3: a) Zweiteiliges FSW-Werkzeug „W13/5“ (Gewinde am Pin nicht dargestellt); b) dreiteiliges FSW-Werkzeug „T13/5“ mit integriertem Thermoelement im Schulterkopf zur Temperaturmessung (Pin nicht dargestellt); c) Detailansicht des Schulterkopfs mit integriertem Thermoelement – schematisch

Zur Untersuchung des Einflusses der Pingeometrie auf die Anteile aus Reibung und plastischer Deformation am Drehmoment M (Abschnitt 8.4.2) wurde die Tiefe der seitlichen Abflachungen t_F (Abbildung 5-2) variiert (Tabelle 5-1).

Tabelle 5-1: Variation der Pingeometrie hinsichtlich der Tiefe der seitlichen Abflachungen t_F; Pindurchmesser d_P = 5 mm, Anzahl der Abflachungen n_F = 3 für t_F > 0 mm; Ansicht in z-Richtung gemäß Abbildung 5-2 (auf S. 66)

Pin	P5k0	P5k25	P5k50	P5k75
Geometrie				
t_F in mm	0	0,25	0,50	0,75

Die maximale Tiefe der Abflachungen $t_{F,max}$ liegt vor, wenn sich die Ebenen der Abflachungen auf der Pin-Mantelfläche erstmalig schneiden. Bei den hier verwendeten konischen Pins ist daher der Durchmesser der Pinspitze d_{PS} ausschlaggebend. Für $t_{F,max}$ gilt:

$$t_{F,max} = \frac{d_{PS}}{2}\left(1 - \cos\frac{\pi}{n_F}\right) \tag{5-1}$$

Dabei ist n_F die Anzahl der Pinabflachungen. Alle Pins sind mit einem Rechtsgewinde versehen. Der halbe Öffnungswinkel γ der konischen Pins beträgt 10°. Es kam das Werkzeug „W13/5“ (Abbildung 5-3a) zum Einsatz.

5.3.3 Spann- und Messtechnik

Spanntechnik

Um die Versuchsbleche sicher und reproduzierbar zu fixieren, wurde eine massive Spannvorrichtung aus Stahl verwendet, die an dem Spannwinkel auf dem Rundtisch des BAZ befestigt war (Abbildung 5-4). Dabei wurden die Bleche durch zwei Niederhalter und vier seitliche Flachspanner gegen Verrutschen gesichert. Die Spaltbreite s zwischen den Fügepartnern wurde mithilfe von Abstandhaltern an den Blechenden eingestellt und war über die Nahtlänge konstant.

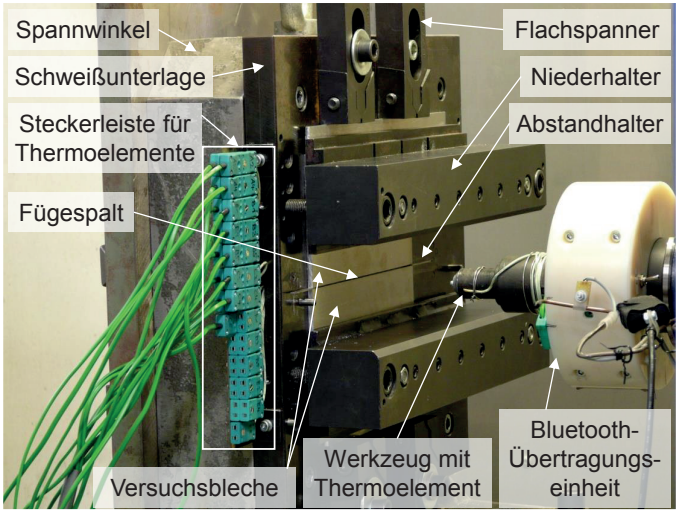


Abbildung 5-4: Versuchsaufbau für den experimentellen Teil der Arbeit – Spanntechnik mit integrierten Thermoelementen in der Schweißunterlage (siehe auch Abbildung 5-5 auf S. 70) und Werkzeug „T13/5“ zur Temperaturmessung an der Nahtunterseite bzw. -oberseite

Messtechnik zur Kraft- und Drehmomenterfassung

Die Axialkraft F_a und das Drehmoment M wurden mithilfe des IPM-Systems der Maschinensteuerung (Abschnitt 5.3.1) gemessen, wobei die maximale Abtastrate

167 Hz betrug. Diese ergibt sich aus dem Interpolationstakt des Lageregelkreises der Maschinensteuerung von sechs Millisekunden. Die Weiterverarbeitung der Messdaten erfolgte mithilfe der Software *MATLAB* (Version: R2013b). Während das Drehmoment M vom IPM-System direkt ausgegeben wird, muss die Axialkraft F_a aus dem Motorstrom der z-Achse (Abbildung 5-1 auf S. 65) berechnet werden. Dazu wurde der Motorstrom mithilfe einer Kraftmessplattform der Firma *Kistler* vom Typ 9257A nach GEBHARD & ZÄH (2008) mit der resultierenden Axialkraft korreliert.

Messtechnik zur Temperaturerfassung

Im Vergleich zur Kraft- und Drehmomentmessung ist der Aufwand für die Erfassung der Nahttemperatur T_N deutlich größer. Um das resultierende Drehmoment M analytisch beschreiben zu können, ist die Kenntnis der Schubfließspannung τ_f des Werkstoffs im WWK erforderlich, wobei τ_f von T_N abhängig ist (Abschnitt 3.4.2). Aufgrund der in Abschnitt 2.3.3 beschriebenen Restriktionen kann T_N jedoch nicht unmittelbar im WWK gemessen werden. Als Näherung für T_N wurde daher die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S verwendet. Diese wurde mithilfe des Temperaturwerkzeugs „T13/5“ (Abbildung 5-3b) in der Werkzeugschulter an der Nahtoberseite erfasst und mit der Bluetooth-Übertragungseinheit (Abbildung 5-4) an einen Messrechner mit einer Rate von 300 Hz übertragen. Die Temperatur T_S kann dabei als ein Maß für die Maximaltemperatur in der Naht (Abschnitt 3.3.2) betrachtet werden.

Zusätzlich wurde die Temperatur T_U an der Nahtunterseite gemessen. Hierfür wurden in die Schweißunterlage entlang der Schweißbahn Temperaturmessfelder (TMF) mit je fünf Thermoelementen (TE) integriert (Abbildung 5-5a auf S. 70). Um die TE in der Schweißunterlage zu fixieren und vor mechanischer Beschädigung durch die Prozesskräfte zu schützen, sind die TE in speziell entwickelten Temperaturmessköpfen (TMK) eingebettet, deren Aufbau im Anhang A2 (auf S. 177 f.) beschrieben ist. Innerhalb eines TMF sind die TMK symmetrisch zur Naht angeordnet, sodass die Temperatur mittig zum Pin (TMK1) und an jeweils zwei Positionen auf der Retreating Side (TMK2 bzw. TMK4) und auf der Advancing Side (TMK3 bzw. TMK5) im Abstand r_S bzw. d_S vom Werkzeugmittelpunkt entfernt gemessen werden kann. Die y-Positionen der TMK wurden für die verwendeten Werkzeuge mit d_S =13 mm ausgelegt. Zur Auswertung der Rohsignale wurden diese kabelgebunden mithilfe des Thermoelementmoduls NI 9213 der Firma *National Instruments* mit einer Rate von 75 Hz an einen Messrechner übertragen. Die Temperatur in der Schweißunterlage T_U kann, analog zu T_S, als ein Maß für die Temperatur im Fernfeld (Abschnitt 3.3.2) herangezogen werden.

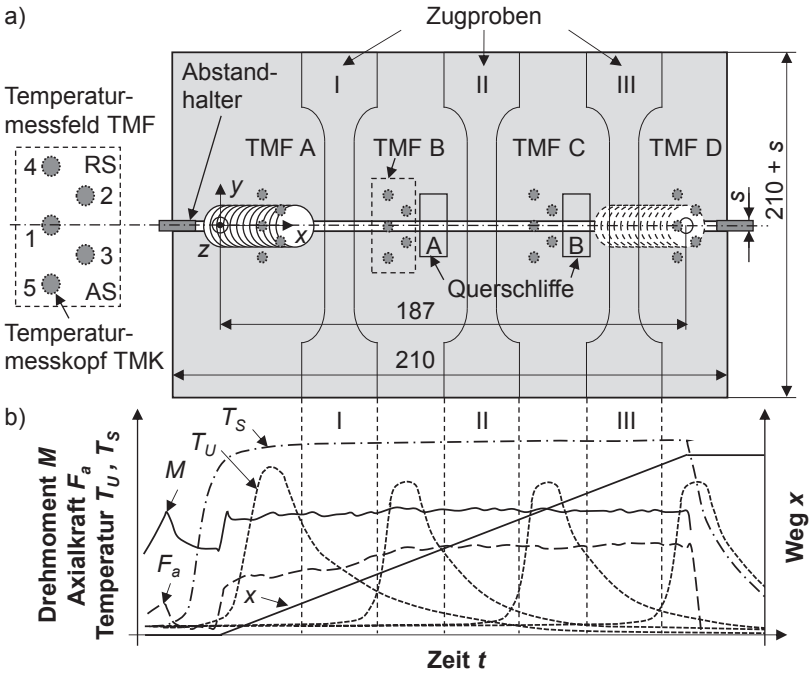


Abbildung 5-5: a) Positionen der Zugproben, Querschliffe und Temperaturmessfelder (TMF) relativ zur Schweißnaht; Maßangaben in mm – schematisch; b) Zuordnung der Auswertebereiche (I, II und III) der Messsignale der Prozessantworten zu den Positionen der Zugproben – schematisch; Synchronisierung der Prozessantworten mithilfe des Wegsignals in x-Richtung; Temperaturmesskopf (TMK); T_U jeweils nur für TMK1 eines TMF eingezeichnet

Für die Weiterverarbeitung, Auswertung und Synchronisierung der unabhängig voneinander erfassten Rohsignale der Temperaturen an der Nahtober- und Nahtunterseite wurde ein selbst entwickeltes, *MATLAB*-basiertes Programm verwendet. Um die Temperatursignale darüber hinaus mit dem Kraft- und Drehmomentsignal zu synchronisieren, wurde das Wegsignal in *x*-Richtung, das die *x*-Position des Werkzeugs beschreibt, genutzt. Dieses Signal wurde sowohl mit dem IPM-System aufgezeichnet als auch an einer Analogschnittstelle der Maschinensteuerung abgegriffen und mithilfe des Analogeingangsmoduls NI 9215 der Firma *National Instruments* dem *MATLAB*-Programm für die Temperaturdatenauswertung zur Verfü-

gung gestellt. Eine schematische Darstellung der während eines Schweißversuchs aufgezeichneten Signale findet sich in Abbildung 5-5b.

5.4 Versuchsdurchführung

Alle Schweißversuche wurden am BAZ (Abschnitt 5.3.1) im positionsgeregelten Modus unter Verwendung der in Abschnitt 5.3.3 beschriebenen Spann- und Messtechnik als Stumpfstoß mit einer Nahtlänge von 187 mm durchgeführt. Dabei lag die Schweißrichtung parallel zur Blechwalzrichtung. Die Eintauchtiefe des TCP betrug stets $Et_{TCP} = 0{,}12$ mm. Vor jedem Versuch wurde darauf geachtet, dass die Temperaturen in der Werkzeugschulter und in der Schweißunterlage auf Raumtemperaturniveau liegen, um konstante thermische Randbedingungen bei aufeinander folgenden Schweißversuchen zu gewährleisten. Während des Schweißvorgangs verblieben die Abstandshalter im Fügespalt. Zusammen mit den Flachspannern (Abbildung 5-4), mit denen die beiden Versuchsbleche gegen die Abstandshalter in y-Richtung vorgespannt wurden, konnte so eine definierte Spaltbreite sichergestellt werden. Die Auswertung der erfassten Prozessantworten (Abbildung 5-5b) wird in Abschnitt 5.5 beschrieben. Zur Beurteilung der Nahtqualität anhand der Zugfestigkeit R_m und des Gefüges wurden je Schweißnaht drei Zugproben und zwei Querschliffe entsprechend Abbildung 5-5a entnommen und gemäß Abschnitt 5.6 ausgewertet. Nach dieser Vorgehensweise wurden fünf Versuchsreihen (VR1 bis VR5) durchlaufen. Die dabei verfolgten Ziele sowie die verwendeten Werkzeuge und Legierungen sind in Tabelle 5-2 aufgelistet.

Tabelle 5-2: Ziele der empirischen Versuchsreihen sowie verwendete Werkzeuge und Legierungen; Werkzeuge gemäß Abbildung 5-3 und Pins gemäß Tabelle 5-1

Reihe	Ziel der Versuchsreihe	Werkzeug, Pin	Legierung, Blechdicke *h*	Abschnitt
VR1	Ermittlung der grundlegenden Korrelation zwischen der Spaltbreite und der Nahtqualität	T13/5, P5k50	EN AW-5083, *h* = 4 mm	6.2
VR2	Entwicklung des empirischen Prozessmodells unter Berücksichtigung des Spalteinflusses	T13/5, P5k50	EN AW-5083, *h* = 4 mm	7.2
VR3	Ermittlung des Einfluss der Pingeometrie auf das Drehmoment zur Interpretation des Haftmaßes	W13/5, Pins nach Tabelle 5-1	EN AW-5083, *h* = 4 mm	8.4.2
VR4	Übertragung des analytischen Prozessmodells auf eine weitere Legierung	T13/5, P5k50	EN AW-1050A, *h* = 4 mm	8.5.2
VR5	Übertragung des analytischen Prozessmodells auf eine weitere Blechdicke	W10/4, P4k20	EN AW-5083, *h* = 3 mm	8.5.3

5.5 Auswertung der Messdaten

5.5.1 Temperatur

Wie in Abschnitt 5.3.3 beschrieben, wurde die Nahttemperatur nicht direkt im Werkstück, sondern in der Werkzeugschulter (T_S) und in der Schweißunterlage (T_U) gemessen. Dadurch konnte der Aufwand, der für die Einbringung von Thermoelementen in die Versuchsbleche zur Temperaturmessung erforderlich ist, vollständig vermieden werden, sodass diese Messmethode auch für eine große Versuchsanzahl geeignet ist. Im Umkehrschluss ist zu berücksichtigen, dass die erfassten Temperaturen T_S und T_U lediglich eine Näherung der tatsächlichen Temperaturen an der Nahtoberseite und -unterseite darstellen, die folglich aller Wahrscheinlichkeit nach über den Messwerten liegen. Quantitative Aussagen darüber, wie gut die Approximation der tatsächlichen Temperatur im WWK unterhalb der Werkzeugschulter durch die gemessene Temperatur T_S ist, sind nicht möglich, da die Temperaturmes-

sung mit integriertem Thermoelement in der Werkzeugschulter bereits als die genaueste Messmethode gilt (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 190). Die Aussagekraft von T_U wurde hingegen durch Thermoelemente überprüft, die unmittelbar über den Temperaturmessköpfen TMK2 bis TMK5 (Abbildung 5-5a) an der Unterseite der Versuchsbleche platziert waren. Es zeigte sich, dass die im Blech gemessene Temperatur um bis zu 70 % über der Temperatur in der Schweißunterlage T_U lag. Im Weiteren ist T_U daher nur von qualitativer Bedeutung und wird lediglich im Rahmen der empirischen Prozessmodellierung (Kapitel 7) berücksichtigt, nicht jedoch im analytischen Modell (Kapitel 8).

Um die resultierende Nahtqualität, die quantitativ in Form der statischen Zugfestigkeit R_m an den Positionen I, II und III in der Schweißnaht (Abbildung 5-5a auf S. 70) bestimmt wurde, möglichst präzise mit der Temperatur T_S zu korrelieren, wurde für die entsprechenden Bereiche I, II und III des T_S-Signals (Abbildung 5-5b) jeweils der Mittelwert berechnet. Somit war es möglich, die teilweise instationären T_S-Signale der Nahtqualität in den drei Bereichen präziser zuzuordnen.

Die in der Schweißunterlage gemessenen Temperatursignale T_U wurden jeweils hinsichtlich ihres Maximums ausgewertet, das zum Zeitpunkt des vorbeifahrenden Werkzeugs – bzw. aufgrund der endlichen Wärmeleitfähigkeit des Versuchswerkstoffs kurz danach – erreicht wird. Da die TMF zu den Zugproben versetzt liegen, wurde der T_U^*-Wert an den Positionen der Zugproben in erster Näherung als Mittelwert der Maxima der in den beiden benachbarten TMF erfassten T_U-Werte berechnet. Beispielsweise ergibt sich für die Zugprobe I der korrelierende Temperaturwert $T_{U,I1}^*$ mittig zum Fügestoß (TMK1) wie folgt:

$$T_{U,I1}^* = \frac{1}{2}(T_{U,A1} + T_{U,B1}) \tag{5-2}$$

Dabei gibt das Subskript A1 an, dass es sich um den TMK1 im TMF A handelt. Das Sternchen (*) kennzeichnet den berechneten Temperaturwert.

5.5.2 Axialkraft und Drehmoment

Die Auswertung der Kraft- und Drehmomentsignale erfolgte analog zum Temperatursignal T_S durch Bildung der Mittelwerte in den Bereichen I, II und III (vgl. Abschnitt 5.5.1 und Abbildung 5-5). Um das aus dem FSW-Prozess tatsächlich resultierende Drehmoment M, das am Werkzeug angreift, zu erhalten, muss das vom IPM-System bereitgestellte Rohsignal des Drehmoments M_{IPM} abhängig von der Werkzeugdrehzahl n gemäß Gleichung (5-3) verrechnet werden. Ursache hierfür ist,

dass die Werkzeugspindel des BAZ über eine Getriebestufe mit den Übersetzungsverhältnissen $i_{Spindel} = 1$ für den Drehzahlbereich $n \leq 1750$ U/min und $i_{Spindel} = 4$ für den Drehzahlbereich $1750 < n \leq 6000$ U/min mit dem Motor verbunden ist. Es gilt:

$$M = M_{IPM}^{*} = (M_{IPM} - M_{LL})\, i_{Spindel} \tag{5-3}$$

Dabei ist M_{LL} das Leerlaufdrehmoment, das am Spindelmotor bei Rotation des Werkzeugs im lastfreien Zustand aufgrund von Reibung in den Lagern und in der Getriebestufe anliegt. M_{LL} wurde für alle Drehzahlwerte, die im Rahmen der empirischen Prozessmodellierung (Abschnitt 7.2.2) verwendet wurden, als Mittelwert einer 15 Sekunden langen Messung bestimmt (Zur Ermittlung des aus dem FSW-Prozess resultierenden Drehmoments M gemäß Gleichung (5-3) wurde das im lastfreien Zustand auftretende Leerlaufdrehmoment M_{LL} (Tabelle 12-3) für alle im Versuchsplan (Tabelle 12-5) benötigten Drehzahlwerte n gemessen.

Tabelle 12-3 im Anhang auf S. 178) und von M_{IPM} subtrahiert.

Zur Verifizierung des nach Gleichung (5-3) berechneten Drehmoments M_{IPM}^{*} wurde ein Zwei-Komponenten-Dynamometer der Firma *Kistler* vom Typ 9271A verwendet. Während Eintauchversuchen in einen Aluminiumzylinder, der auf dem Dynamometer befestigt war, wurde das Reaktionsmoment am Werkzeug sowohl mit dem IPM-System als auch mit dem Dynamometer gemessen (ROTH ET AL. 2014B). Die anhand von sechs Versuchen ermittelte durchschnittliche Abweichung zwischen den Drehmomentwerten beider Messsysteme betrug 2 %. Eine Auflistung der einzelnen Messwerte sowie ein exemplarischer Drehmomentverlauf, der die Eignung des IPM-Systems als Methode zur Drehmomentmessung auch in qualitativer Hinsicht belegt, finden sich in Anhang A3 (auf S. 178). Das Dynamometer selbst wurde hinsichtlich des Drehmoments durch Aufbringen einer bestimmten Masse über einen Hebel mit definierter Länge kalibriert.

5.6 Beurteilung der Nahtqualität

Nach DIN EN ISO 25239-4 wird zur Beurteilung von Stumpfstoßverbindungen neben der Sichtprüfung die Durchführung von Querzugversuchen und Querbiegeprüfungen an jeweils zwei Proben der Schweißnaht sowie von makroskopischen Untersuchungen anhand eines Nahtquerschliffs empfohlen. Mit Ausnahme der Querbiegeprüfung wurden die genannten Untersuchungsmethoden im Rahmen dieser Arbeit eingesetzt. Die Vorgehensweise bei der Anwendung der beiden zerstörenden Prüfverfahren wird nachfolgend erläutert.

5.6.1 Statischer Querzugversuch

Als quantitatives Maß zur Bewertung der Nahtqualität wurde die Zugfestigkeit R_m herangezogen (Abschnitt 2.3.4). Aus den geschweißten Versuchsproben wurden quer zur Schweißnaht Streifen herausgesägt, die anschließend durch eine Fräsbearbeitung in die endgültige Zugprobenform in Anlehnung an DIN EN ISO 4136 gebracht wurden (Abbildung 12-7 im Anhang auf S. 185). Sowohl beim Sägen als auch beim Fräsen wurde Kühlschmierstoff eingesetzt, um die Beeinflussung der Nahteigenschaften durch die nachträglich zum FSW-Prozess eingebrachte Wärme zu reduzieren. Die Zugfestigkeit der Schweißnaht wurde im statischen Querzugversuch nach DIN EN ISO 6892-1 ermittelt. Hierfür kam eine Zugprüfmaschine der Firma *Zwick* vom Typ Z020 mit der dazugehörigen Prüfsoftware *testXpert II* zum Einsatz. Laut den Herstellerangaben beträgt die relative Messabweichung der Prüfmaschine maximal 0,5 %.

Bei einem Versagen der Zugprobe im Grundwerkstoff wurde der Schweißnaht die Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs zugewiesen, obwohl die tatsächliche Zugfestigkeit des Nahtgefüges in diesem Fall höher liegt. Für die Legierung EN AW-5083 wurde anhand von Zugproben, die vollständig aus Nugget-Gefüge herausgearbeitet worden waren, eine im Vergleich zum Grundwerkstoff um 7 % höhere Zugfestigkeit ermittelt. Unabhängig davon wurde zusätzlich von jeder Blechcharge die Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs an nicht geschweißten Zugproben als Mittelwert aus drei Querzugversuchen bestimmt, wobei die Zugbelastung quer zur Blechwalzrichtung lag.

5.6.2 Metallographische Untersuchungen

Das Innere der Schweißnähte wurde mithilfe metallographischer Querschliffe qualitativ hinsichtlich Schlauchporen und LOP bzw. LOF (Abschnitt 2.2.2) untersucht. Dazu wurden gemäß DIN EN ISO 17639 Streifen quer zur Schweißnaht herausgesägt (Abbildung 5-5), wobei der Wärmeeintrag in das Nahtgefüge aufgrund des Sägevorgangs wiederum durch den Einsatz von Kühlschmierstoff reduziert wurde. Anschließend wurden die Streifenproben eingebettet, geschliffen, poliert und geätzt. Die präparierte Schweißnaht wurde stets in Schweißrichtung betrachtet. Für die Untersuchung der Querschliffe kam ein Auflichtmikroskop der Firma *Nikon* vom Typ SMZ 1500 in Verbindung mit der Auswertungssoftware *NIS Elements* (D3.10 SP3, Build 634) zur Anwendung. Neben der qualitativen Bewertung des Nahtgefüges wurde die Querschnittsfläche der vorhandenen Schlauchporen A_{Poren} mithilfe der optischen Bildverarbeitung basierend auf *MATLAB* quantifiziert (Abbildung 5-6).

Dabei ist A_{Poren} die Summe aller Einzelflächen. Es ist zu beachten, dass das quantitative Maß A_{Poren} die Qualität einer Schweißnaht nur näherungsweise zu beschreiben erlaubt, da auch die Form und die Lage der Schlauchporen einen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften der Schweißnaht haben.

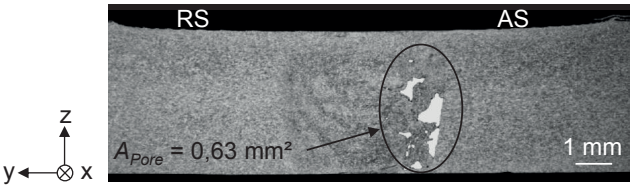


Abbildung 5-6: Mithilfe optischer Bildverarbeitung vermessene Porenquerschnittsfläche A_{Poren} (hell eingefärbt) am Beispiel des Querschliffs aus Abbildung 2-4 (auf S. 8); Werkstoff EN AW-5083

6 Analyse der Spalttoleranz

6.1 Allgemeines

Im vorliegenden Kapitel wird zunächst der grundlegende Einfluss des Spalts auf die Zugfestigkeit der Schweißnaht für zwei verschiedene Verhältnisse von Drehzahl zu Vorschubgeschwindigkeit n/v dargestellt. Ausgehend von den dabei gemachten Beobachtungen werden zur Definition der tolerierbaren Spaltbreite zwei Kriterien für die Nahtqualität festgelegt. Um diese Kriterien zu erfüllen, müssen prozessseitig zwei Randbedingungen eingehalten werden, die jeweils aus einer Volumenbilanz in Schweißrichtung und senkrecht zur Schweißnaht abgeleitet werden. Der Kern dieses Kapitels befasst sich mit der Modellierung der beiden Randbedingungen. Dabei werden funktionale Zusammenhänge aufgestellt, die eine Abschätzung des erforderlichen n/v-Verhältnisses in Abhängigkeit der Pingeometrie sowie des notwendigen Anstellwinkels in Abhängigkeit der Schultergröße für eine gegebene Spaltbreite und Blechdicke ermöglichen.

6.2 Vorbetrachtungen zum Einfluss des Spalts

Im Vorfeld der empirischen Prozessmodellierung (Kapitel 7) wurde zunächst der grundlegende Zusammenhang zwischen der Spaltbreite s und der Nahtqualität ermittelt (Versuchsreihe VR1 in Tabelle 5-2 auf S. 72). Dazu wurde die Spaltbreite in 0,2-mm-Schritten sukzessive erhöht, bis keine geschlossene Schweißnahtoberfläche mehr erreicht werden konnte, und die Zugfestigkeit R_m der Naht sowie die Porenfläche A_{Poren} gemäß Abschnitt 5.6 ausgewertet (Abbildung 6-1). Der Spalteinfluss wurde für zwei unterschiedliche Verhältnisse von Drehzahl zu Vorschubgeschwindigkeit n/v untersucht, während alle anderen Prozess- und Werkzeugparameter konstant gehalten wurden. Mit den verwendeten Prozessparametern ließen sich unter optimalen Prozessbedingungen, d. h. ohne Spalt, fehlerfreie Schweißnähte mit einer Zugfestigkeit R_m annähernd auf Grundwerkstoffniveau erzielen.

Wie aus Abbildung 6-1a hervorgeht, nimmt die Zugfestigkeit R_m der Naht mit steigender Spaltbreite s grundsätzlich ab. Entgegen der Erwartung ist der Zusammenhang jedoch nicht linear. Bis zu einer bestimmten Spaltbreite s, die im Vorgriff auf die Definition in Abschnitt 6.3 als tolerierbare Spaltbreite s_t bezeichnet wird (vertikale Linien in Abbildung 6-1), bleibt die Zugfestigkeit R_m zunächst nahezu konstant. In diesem Bereich ($s \leq s_t$) sind die Nähte porenfrei (Abbildung 6-1b). Wird

die Spaltbreite s weiter erhöht, dann entstehen in der Schweißnaht Schlauchporen und die Zugfestigkeit R_m sinkt infolgedessen deutlich ab. Im Fall des höheren n/v-Verhältnisses (1200/400 U/mm) tritt die Abnahme von R_m allerdings erst bei einer größeren Spaltbreite s ein. Dies kann als Indiz dafür gewertet werden, dass die Drehzahl n und die Vorschubgeschwindigkeit v eine Möglichkeit zur Erhöhung der tolerierbaren Spaltbreite s_t bieten, und bestätigt die Erkenntnisse von VAN HAVER ET AL. (2007), wonach ein größeres n/v-Verhältnis die Spalttoleranz ST steigert (Abschnitt 3.2.4).

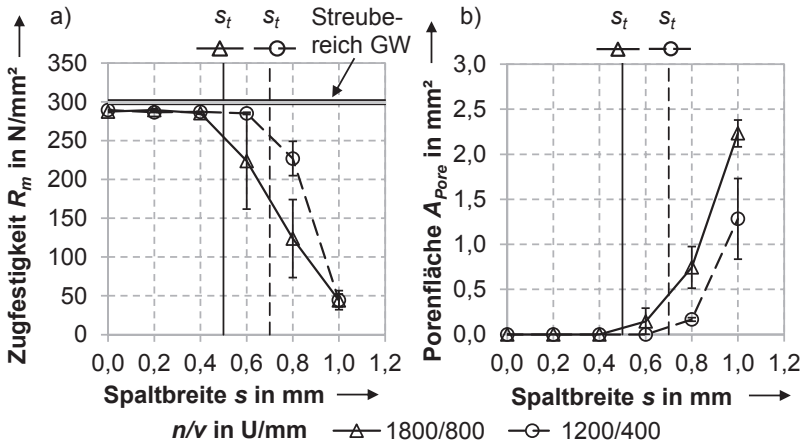


Abbildung 6-1: a) Zugfestigkeit R_m und b) Porenfläche A_{Poren} in Abhängigkeit der Spaltbreite s für zwei verschiedene n/v-Verhältnisse; $\alpha = 2°$, $Et_{TCP} = 0{,}12$ mm; Mittelwerte aus zwei Schweißversuchen; Fehlerbalken zeigen Minimum und Maximum; Zugprobe II bzw. Querschliff A nach Abbildung 5-5 (auf S. 70); Messverfahren gemäß Abschnitt 5.6; Werkstoff und Werkzeug gemäß Versuchsreihe VR1 in Tabelle 5-2 (auf S. 72); Grundwerkstoff GW

Ausgehend von diesen Beobachtungen stellen sich mit Blick auf die Zielsetzung der Arbeit (Abschnitt 4.1) folgende Fragen, die durch theoretische Betrachtungen des FSW-Prozesses unter Berücksichtigung des Spalteinflusses in den nächsten beiden Abschnitten beantwortet werden sollen:

- Welche Qualitätskriterien muss eine Schweißnaht erfüllen, damit ein zuvor vorhandener Spalt als vom Prozess tolerierbar betrachtet werden kann?

- Welche (Rand-)Bedingungen müssen prozessseitig gelten bzw. eingehalten werden, damit die negativen Auswirkungen eines Spalts auf die Schweißnaht reduziert bzw. kompensiert werden können?
- Wie kann die tolerierbare Spaltbreite s_t vergrößert und der Fügeprozess somit robuster gestaltet werden?

6.3 Definition der tolerierbaren Spaltbreite

Um die Spalttoleranz *ST* des FSW-Prozesses nach Gleichung (3-1) quantifizieren zu können, sind Kriterien für die Schweißnahtqualität festzulegen, wonach die tolerierbare Spaltbreite s_t beurteilt werden kann. In der vorliegenden Arbeit wird die Schweißnahtqualität anhand der Zugfestigkeit R_m und des Nahtgefüges bewertet (Abschnitt 5.6). Eine Spaltbreite gilt als tolerierbar, wenn die folgenden beiden Kriterien erfüllt werden:

Kriterium 1: Zugfestigkeit
In Anlehnung an DIN EN ISO 25239-4 muss die Zugfestigkeit R_m der Schweißnaht bei naturharten Legierungen mindestens die in DIN EN 485-2 geforderte Mindestzugfestigkeit $R_{m,GW,min}$ des Grundwerkstoffs im Zustand „O“, d. h. weichgeglüht (DIN EN 515), erreichen. Kann dieses Kriterium auch unter optimalen Prozessbedingungen, also bei technischem Nullspalt, nicht erfüllt werden, so gilt die in diesem Fall erzielte Zugfestigkeit $R_{m,ref}$ als Referenz und stellt die Mindestanforderung dar.

Kriterium 2: Nahtgefüge
Im Nahtgefüge dürfen keine makroskopisch erkennbaren Volumenfehler, wie beispielsweise Schlauchporen (vgl. Abbildung 2-4 auf S. 8), vorhanden sein, deren Entstehung typischerweise durch einen Fügespalt begünstigt wird.

Andere Nahtfehler, die nicht primär auf den Spalt, sondern auf die Prozesseinstellungen selbst zurückzuführen sind, wie z. B. eine unzureichende Durchschweißung (Abbildung 2-5 auf S. 9), wurden nicht betrachtet. Da Volumenfehler im Nahtgefüge meist auch eine geringere Zugfestigkeit der Naht zur Folge haben, könnte Kriterium 2 als Voraussetzung für Kriterium 1 betrachtet werden und wäre damit überflüssig. Es besteht jedoch die Möglichkeit, dass eine Schweißnaht zwar Kriterium 1 erfüllt, nicht aber Kriterium 2. So kann eine Querzugprobe trotz eines vorhandenen Volumenfehlers im Nahtgefüge dennoch im Grundwerkstoff versagen, weil das Nahtgefüge – und hier insbesondere das Nugget – abhängig von der Legierung eine höhere Zugfestigkeit als der Grundwerkstoff aufweisen kann (vgl. Abschnitt 5.6.1).

Umgekehrt kann auch Kriterium 2 ohne Kriterium 1 erfüllt werden, wenn beispielsweise die Eintauchtiefe *Et* des Werkzeugs (Nahteinfall) zu groß ist und damit der tragende Nahtquerschnitt, trotz eines fehlerfreien Gefüges, zu gering wird (Abschnitt 6.4.3). Daher wurden für die Definition der tolerierbaren Spaltbreite s_t beide Kriterien als Bedingung herangezogen.

6.4 Modellierung der Randbedingungen

6.4.1 Randbedingungen

Eine Schweißnaht, deren Qualität beiden Kriterien aus Abschnitt 6.3, d. h. fehlerfreies Nahtgefüge und Erreichen der Mindestzugfestigkeit, genügen soll, setzt einen FSW-Prozess voraus, der im stationären Fall die folgenden beiden Randbedingungen (RB) erfüllt:

RB 1: Volumenkonstanz in Schweißrichtung (*x*-Richtung)
Das durch die Werkzeugtranslation (in Schweißrichtung betrachtet) hinter dem Werkzeug frei werdende Volumen muss vollständig mit Werkstoff aufgefüllt werden, indem ein hinreichender Werkstofftransport um das Werkzeug herum sichergestellt wird (Abbildung 6-2a).

RB 2: Volumenkonstanz senkrecht zur Schweißnaht (*z*-Richtung)
Das Spaltvolumen im Fügestoß muss allein durch den Werkstoff, der von der Werkzeugschulter an der Werkstückoberfläche verdrängt wird, vollständig ausgeglichen werden, da kein Zusatzwerkstoff eingesetzt wird (Abbildung 6-4b auf S. 85).

RB 1 ist eine notwendige und hinreichende Bedingung zur Herstellung einer fehlerfreien Naht und muss unabhängig von einem potentiellen Spalteinfluss erfüllt werden. RB 2 hingegen ist eine notwendige, aber nicht hinreichende Bedingung, die im Fall eines vorhandenen Fügespalts zusätzlich zu RB 1 zu erfüllen ist. Die Randbedingungen 1 und 2 werden in den nächsten beiden Abschnitten anhand einfacher geometrischer Modelle detailliert betrachtet und quantifiziert.

6.4.2 Volumenbilanz in Schweißrichtung

Damit durch die Vorschubbewegung des Pins keine Volumenfehler in der sich ausbildenden Schweißnaht entstehen, muss ein hinreichend großes Werkstoffvolumen um den Pin herum transportiert werden können (RB 1). Aus der Bilanzierung des Volumenstroms in Schweißrichtung ergeben sich für die Prozesskinematik, die im

Wesentlichen durch die Drehzahl n und die Vorschubgeschwindigkeit v charakterisiert ist, in Abhängigkeit der Pingeometrie gewisse Anforderungen, welche mithilfe des nachfolgend beschriebenen Modells quantifiziert werden. Die physikalischen Wirkzusammenhänge (Abschnitt 3.3) werden dabei nicht berücksichtigt, sodass es sich hierbei um eine rein geometrische Betrachtung handelt. Zur Verdeutlichung der geometrischen Verhältnisse am Pin ist dieser in Abbildung 6-2a in einer Schnittansicht parallel zur Werkstückoberfläche dargestellt. Es wird nur das Nugget betrachtet. Der Einfluss der Schulter und des Pingewindes auf den Werkstofftransport wird vernachlässigt. Für die nachfolgenden Berechnungen wird ein Anstellwinkel von $\alpha = 0°$ angenommen.

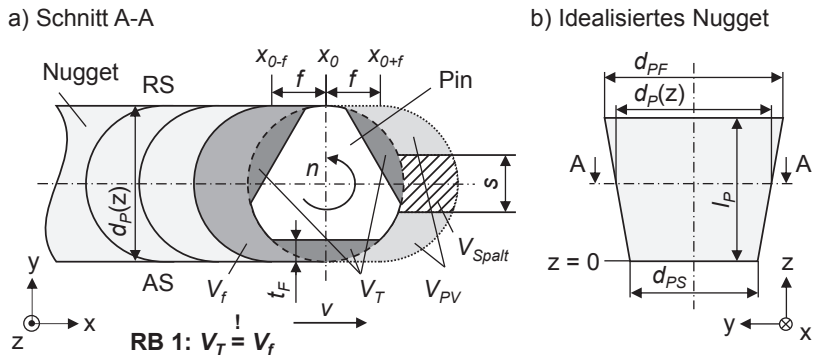


Abbildung 6-2: a) Volumenbilanz in Schweißrichtung an einem konischen Pin mit drei Abflachungen – geometrische Größen im Nugget zur Modellierung der Randbedingung RB 1; grau hinterlegte Flächen stellen Volumina bezogen auf eine Werkzeugumdrehung dar; Werkzeugschulter nicht dargestellt; b) durch die Pingeometrie (Abbildung 5-2 auf S. 66) vorgegebene, idealisierte Nuggetform – schematisch

Während einer Umdrehung legt der Pin von der Position x_{0-f} bis zur Position x_0 eine Strecke der Länge f zurück und hinterlässt dabei das frei werdende Volumen V_f unter der Voraussetzung, dass die Länge des konisch verlaufenden Pinbereichs nicht kleiner ist als die Blechdicke und der Pin über die gesamte Länge l_P eingetaucht ist.

$$V_f = \frac{1}{2} f\, l_P (d_{PS} + d_{PF}), \quad f = \frac{v}{n} \tag{6-1}$$

Hierbei ist d_{PS} der Pindurchmesser an der Pinspitze und d_{PF} ist der Pindurchmesser am Pinfuß bei der Pinlänge l_P (Abbildung 6-2b). Gleichzeitig wird das Werkstoffvo-

lumen V_{PV} vom Pin während der Vorschubbewegung verdrängt. Zur besseren Übersichtlichkeit ist V_{PV} in Abbildung 6-2a für die Bewegung des Pins von der aktuellen Position x_0 zur Position x_{0+f}, die erst nach der nächsten Umdrehung erreicht wird, dargestellt. Wenn kein Spalt vorhanden ist, d. h. $s = 0$ mm, dann gilt $V_f = V_{PV}$, sodass die Volumenbilanz in Schweißrichtung pro Werkzeugumdrehung erfüllt ist, sofern V_f innerhalb einer Umdrehung um den Pin herum geführt werden kann (RB 1). Eine Untergrenze für das vom Pin transportierbare Volumen V_T lässt sich mithilfe von Gleichung (6-2) abschätzen, wobei folgende Annahmen zugrunde liegen, die mit Blick auf den Werkstofffluss ein Worst-Case-Szenario beschreiben:

1. Der Werkstofffluss beschränkt sich ausschließlich auf das Nugget, dessen Kontur idealisiert der in die *yz*-Ebene projizierten Geometrie des rotierenden Pins entspricht (Abbildung 6-2b). Dabei wirken die seitlichen Abflachungen am Pin wie Schaufeln, die den entfestigten Werkstoff durch Formschluss von der AS über die RS in Schweißrichtung nach hinten fördern.
2. Im WWK liegt der Zustand *Gleiten* ($\delta_H = 0$) vor, sodass der Werkstofffluss allein aus der auf Formschluss basierenden Förderwirkung durch die Pinabflachungen resultiert. Pins ohne Abflachungen erzeugen demnach keinen Werkstofffluss.

Ausgehend von diesen Annahmen kann das vom Pin pro Umdrehung transportierbare Werkstoffvolumen V_T demjenigen Volumen gleichgesetzt werden, das durch Einbringung der Abflachungen vom Pin entfernt wurde. Wenn die Tiefe t_F der Abflachungen über die Pinlänge l_P konstant ist, wie im Fall der in dieser Arbeit verwendeten Pins (Abbildung 5-2 auf S. 66), dann gilt für V_T:

$$V_T = n_F \int_0^{l_P} \arccos\left(1 - \frac{2\,t_F}{d_P(z)}\right) \frac{d_P^2(z)}{4} - \sqrt{t_F\,(d_P(z) - t_F)}\left(\frac{d_P(z)}{2} - t_F\right) dz \tag{6-2}$$

Hierbei ist n_F die Anzahl der Abflachungen. Der Pindurchmesser $d_P(z)$ im konischen Bereich berechnet sich in Abhängigkeit des halben Öffnungswinkels γ gemäß Gleichung (6-3), wobei $d_P(z = 0) = d_{PS}$ und $d_P(z = l_P) = d_{PF}$ gilt:

$$d_P(z) = d_{PS} + 2\,z \cdot \tan\gamma \tag{6-3}$$

Die Herleitung von Gleichung (6-2) ist Anhang A4 (auf S. 180 f.) zu entnehmen. Damit RB 1 ($V_T = V_f$) erfüllt wird, muss das Verhältnis aus Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit den Mindestwert $(n/v)_{min}$ annehmen. Dieser ergibt sich im

Fall $s = 0$ mm durch Gleichsetzen der Ausdrücke in den Gleichungen (6-1) und (6-2) zu:

$$(n/v)_{min} = \frac{l_P\,(d_{PS} + d_{PF})}{2\,V_T} \tag{6-4}$$

Für ein n/v-Verhältnis größer als $(n/v)_{min}$ gilt $V_f < V_T$, sodass das Werkstoffvolumen V_T, das von den Abflachungen um den Pin herumgeführt wird, innerhalb einer Umdrehung nicht vollständig hinter dem Pin abgelegt wird, sondern teilweise die Pinachse mehrfach umkreist. Ist das n/v-Verhältnis hingegen kleiner als $(n/v)_{min}$, dann durchläuft der Werkstoff maximal eine Umdrehung im Transportvolumen V_T der Pinabflachungen, wobei $V_f > V_T$ gilt und somit Volumenfehler entstehen.

In Abbildung 6-3 wird der Zusammenhang aus Gleichung (6-4) in Abhängigkeit der Tiefe der Pinabflachungen t_F bzw. der Blechdicke h für drei exemplarische Pindurchmesser d_P verdeutlicht. Die zugrunde liegende Pingeometrie entspricht der Geometrie aus Abbildung 5-2 (auf S. 66), wobei die Maße t_F und d_{PS} (Abbildung 6-2) zur besseren Vergleichbarkeit gemäß Gleichung (6-5) auf d_P parametriert wurden. Es gilt:

$$d_{PS} = 0{,}6\,d_P,\;\; t_F = 0{,}1\,d_P \tag{6-5}$$

Aus Abbildung 6-3a geht hervor, dass mit zunehmender Tiefe t_F der Abflachungen ein deutlich geringeres $(n/v)_{min}$ erforderlich ist, da das Transportvolumen V_T größer wird und damit pro Umdrehung mehr Werkstoff um den Pin bzw. dessen Achse herum gefördert werden kann. Allerdings kann t_F nicht beliebig erhöht werden, sondern erreicht fertigungsbedingt ein Maximum $t_{F,max}$ gemäß Gleichung (5-1) (Abschnitt 5.3.2). Für Pins ohne Abflachungen, d. h. im Grenzfall $t_F = 0$ mm, steigt $(n/v)_{min}$ aufgrund der obigen Annahme 2 gegen unendlich. In der Realität erzeugen jedoch auch Pins ohne Abflachungen einen Werkstofffluss, da einerseits im WWK teilweises *Haften* ($\delta_H > 0$) vorliegt und andererseits Rundlaufabweichungen, die aus dem Herstellprozess oder der Einspannung des Werkzeugs in der Werkzeugaufnahme resultieren, wie kleine Abflachungen wirken. Es hat sich allerdings gezeigt, dass Pins ohne künstlich eingebrachte Rundlaufabweichungen, wie z. B. Abflachungen, und ohne fertigungsbedingte Rundlaufabweichungen die Robustheit des Prozesses verringern und zu Volumenfehlern in der Schweißnaht führen (GEBHARD 2011, S. 98). Um die fertigungsbedingten Rundlaufabweichungen zu minimieren, bearbeitete GEBHARD (2011, S. 98) das FSW-Werkzeug durch Drehen in demselben BAZ, mit dem auch die spätere Schweißung durchgeführt wurde, sodass auf ein

Aus- und Einspannen des Werkzeugs verzichtet werden konnte und damit verbundene Ungenauigkeiten vermieden wurden.

Wie aus Abbildung 6-3b ersichtlich wird, nimmt das erforderliche n/v-Verhältnis $(n/v)_{min}$ bei konstantem Pindurchmesser d_P mit steigender Blechdicke h zu. Umgekehrt sinkt $(n/v)_{min}$ bei konstanter Blechdicke mit größer werdendem Pindurchmesser, wobei die Abflachungstiefe t_F gemäß Gleichung (6-5) mit d_P skaliert. Unter der Annahme, dass die Prozessrobustheit mit sinkendem $(n/v)_{min}$ ansteigt, sind diese Erkenntnisse mit der in der Praxis üblichen Vorgehensweise konform, wonach bei dickeren Blechen größere Pindurchmesser verwendet werden, um einen Pinbruch aufgrund der höheren Prozesskräfte zu vermeiden. Für die Kombination mit $d_P = 4$ mm und $h = 6$ mm lässt sich kein $(n/v)_{min}$ nach Gleichung (6-4) berechnen (Abbildung 6-3b), da hier der konische Pinbereich kürzer ist als die Blechdicke.

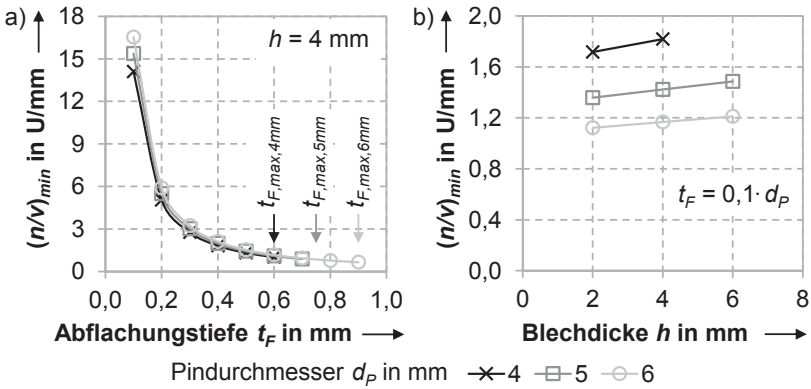


Abbildung 6-3: Mindestwert für das Verhältnis aus Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit $(n/v)_{min}$ in Abhängigkeit a) der Abflachungstiefe t_F und b) der Blechdicke h für unterschiedliche Pindurchmesser d_P nach Gleichung (6-4); Pingeometrie gemäß Abbildung 5-2 mit a) $t_F \leq t_{F,max}$ ($t_{F,max}$ nach Gleichung (5-1)) und b) $t_F = 0{,}1 \cdot d_P$

Im Fall eines Fügespalts ($s > 0$ mm) ist RB 1 (Abschnitt 6.4.1) nicht mehr zu erfüllen, da unabhängig von der Pingeometrie und dem n/v-Verhältnis nur noch das Volumen $V_{PV} = V_f - V_{Spalt}$ vom Pin verdrängt wird und zum Auffüllen des frei gewordenen Volumens V_f an der Pinrückseite zur Verfügung steht (Abbildung 6-2a). Daher muss zusätzlich RB 2 erfüllt werden, wonach das Spaltvolumen V_{Spalt} nur durch Inkaufnahme eines Nahteinfalls ausgeglichen werden kann. Die Beobachtung ge-

mäß Abschnitt 6.2 und in der Literatur (VAN HAVER ET AL. 2007; INADA ET AL. 2010), dass mit steigendem n/v-Verhältnis die überbrückbare Spaltbreite s_t erhöht werden kann, lässt sich mit den in diesem Abschnitt beschriebenen geometrischen Betrachtungen nicht erklären. Hierfür ist die Einbeziehung der physikalischen Wirkzusammenhänge des Prozesses erforderlich. Diesem Aspekt wird mit dem empirischen Prozessmodell in Kapitel 7 Rechnung getragen.

6.4.3 Volumenbilanz vertikal zur Schweißnahtoberfläche

Mithilfe des nachfolgend dargestellten geometrischen Modells soll die Frage beantwortet werden, wie die Prozess- und Werkzeugparameter einzustellen sind, damit das Spaltvolumen durch das von der Werkzeugschulter verdrängte Werkstoffvolumen kompensiert und somit RB 2 erfüllt werden kann. In Anlehnung an die Vorarbeiten von SHULTZ ET AL. (2010) wird dazu eine Volumenbilanz in z-Richtung, d. h. normal zur Schweißnaht, aufgestellt. Unter stationären Prozessbedingungen kann die Volumenbilanz auf eine Flächenbilanz reduziert werden (Abschnitt 3.2.4). Abbildung 6-4 verdeutlicht den geometrischen Sachverhalt.

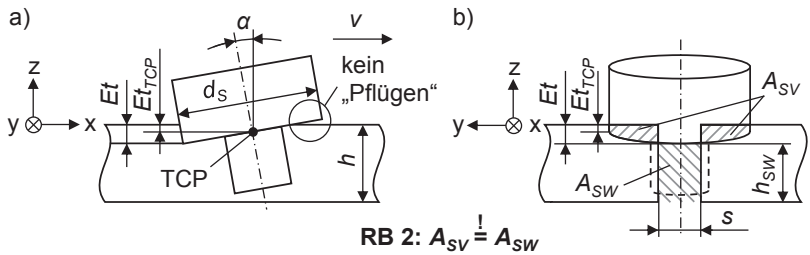


Abbildung 6-4: Volumenbilanz senkrecht zur Schweißnahtoberfläche – geometrische Größen zur Modellierung der Randbedingung RB 2 (schematisch); b) in Anlehnung an SHULTZ ET AL. (2010)

Um die Randbedingung RB 2 zu erfüllen, muss die Querschnittsfläche des durch die Schulter verdrängten Werkstoffs A_{SV} gleich oder größer sein als die Querschnittsfläche des in den Spalt hineingedrückten Werkstoffs A_{SW}. Dabei wird angenommen, dass ein Schweißgrat sich erst dann ausbildet, wenn von der Werkzeugschulter mehr Werkstoff verdrängt wird, als im Fügespalt aufgenommen werden kann, d. h. wenn $A_{SV} > A_{SW}$ gilt. Darüber hinaus soll kein Werkstoff durch sogenanntes „Pflügen“ der Werkzeugvorderkante verloren gehen. Diese muss sich daher

stets oberhalb der Werkstückoberfläche befinden und darf nicht eintauchen (Abbildung 6-4a). Um „Pflügen“ zu verhindern, ist das Werkzeug mindestens um den Anstellwinkel α_{min} (Gleichung (6-6)) entgegen der Schweißrichtung zu neigen:

$$\alpha_{min} = \arcsin\left(\frac{2\,Et_{TCP}}{d_S}\right) \tag{6-6}$$

Mithilfe der geometrischen Größen aus Abbildung 6-4 lässt sich die Querschnittsfläche A_{SV} des von der Schulter verdrängten Werkstoffs wie folgt berechnen, sofern die durch den Anstellwinkel bedingte geringfügige Wölbung der Schweißnahtoberfläche über der Spaltbreite s vernachlässigt wird:

$$A_{SV} = d_S\,Et_{TCP} + \frac{d_S^2}{8}\,\pi \sin\alpha - \left(Et_{TCP} + \sin\alpha \cdot \frac{d_S}{2}\right) s \tag{6-7}$$

Unter der Bedingung, dass die Nahtoberfläche geschlossen sein soll, muss die Höhe h_{SW} des Werkstoffs im Spalt von der hinteren Schulterkante ausgeprägt werden, sodass Gleichung (6-8) gilt:

$$h_{SW} = h - Et = h - \left(Et_{TCP} + \sin\alpha \cdot \frac{d_S}{2}\right) \tag{6-8}$$

Damit errechnet sich die Querschnittsfläche A_{SW} des Werkstoffs im Spalt nach Gleichung (6-9), wobei die Höhe h_{SW} des Werkstoffs im Spalt über die Spaltbreite s vereinfachend als konstant angenommen wurde:

$$A_{SW} = s\,h_{SW} \tag{6-9}$$

Mit den Gleichungen (6-7) bis (6-9) kann der notwendige Anstellwinkel α für eine gegebene Spaltbreite s aus der Forderung nach Volumenkonstanz (RB 2), d. h. $A_{SW} = A_{SV}$, gemäß Gleichung (6-10) berechnet werden. Es gilt:

$$\alpha = \arcsin\left[\left(\frac{s\,h}{d_S} - Et_{TCP}\right)\frac{8}{d_S\,\pi}\right] \tag{6-10}$$

Die Pinlänge l_P und der Pindurchmesser d_P sind bei der Betrachtung von RB 2 unter stationären Prozessbedingungen nicht von Bedeutung. In der Praxis kann die Eintauchtiefe des TCP Et_{TCP} aufgrund der meist festen Pinlänge l_P nur in engen Grenzen variiert werden, da sonst die Gefahr einer unzureichenden Durchschweißung (LOP, Abbildung 2-5a auf S. 9) oder einer Kollision des Pins mit der Schweißunterlage bzw. des „Pflügens“ durch die Schulter (Abbildung 6-4a) besteht. Daher wurde Et_{TCP} für die Modellierung der Randbedingungen auf einen empirisch bewährten Wert von 0,12 mm festgesetzt. Einen wesentlichen Einfluss auf den zur Erfüllung

von RB 2 erforderlichen Anstellwinkel α bei einer bestimmten Spaltbreite s haben hingegen der Schulterdurchmesser d_S und die Blechdicke h.

Abbildung 6-5 verdeutlicht den Zusammenhang aus Gleichung (6-10) zwischen der Spaltbreite s und dem Anstellwinkel α für jeweils drei unterschiedliche Schulterdurchmesser d_S (Abbildung 6-5a) und Blechdicken h (Abbildung 6-5b), wobei h bzw. d_S konstant gehalten wurde. Für den Wertebereich des resultierenden Anstellwinkels α gemäß Gleichung (6-10) ergeben sich in der praktischen Umsetzung jedoch Einschränkungen.

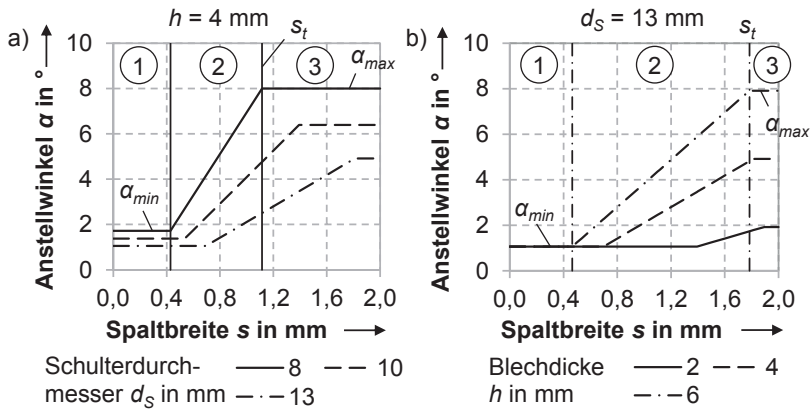


Abbildung 6-5: Erforderlicher Anstellwinkel α in Abhängigkeit der Spaltbreite s, berechnet nach Gleichung (6-10) für unterschiedliche a) Schulterdurchmesser d_S und b) Blechdicken h bei konstanter Eintauchtiefe des TCP Et_{TCP} = 0,12 mm; Bereiche 1, 2 und 3 exemplarisch für d_S = 8 mm bzw. h = 6 mm eingezeichnet mit (1) $A_{SV} > A_{SW}$, (2) $A_{SV} = A_{SW}$ und (3) $A_{SV} < A_{SW}$; α_{max} für EN AW-5083 berechnet

Es können folgende drei Bereiche unterschieden werden, die in Abbildung 6-5 exemplarisch für d_S = 8 mm bzw. h = 6 mm durch vertikale Linien voneinander abgegrenzt sind:

Bereich 1

Der theoretisch benötigte Anstellwinkel α nach Gleichung (6-10) ist kleiner als der Mindestanstellwinkel α_{min} (Gleichung (6-6)), unterhalb dessen „Pflügen“ der Schultervorderkante stattfindet. Es muss also α_{min} eingestellt werden. Somit gilt: $A_{SV} > A_{SW}$. Der überschüssige, von der Schulter verdrängte Werkstoff lagert sich in

Form eines Schweißgrats an der Werkstückoberfläche ab. Die Randbedingung RB 2 ist erfüllt.

Bereich 2
In diesem Bereich können alle α-Werte gemäß Gleichung (6-10) eingestellt werden, sodass $A_{SV} = A_{SW}$ gilt. RB 2 ist damit ebenfalls erfüllt.

Bereich 3
Eine beliebige Steigerung des Anstellwinkels α mit zunehmender Spaltbreite s ist in der Praxis nicht unbegrenzt möglich oder nicht zweckmäßig. So resultiert für α eine Obergrenze α_{max} einerseits aus den geometrischen Randbedingungen in der Fügezone (Abbildung 6-4a). Bei Werkzeugen mit fester Pinlänge l_P droht die hintere Pinkante für $\alpha > \alpha_{max}$ mit der Schweißunterlage zu kollidieren. Im Fall einer variablen Pinlänge kann der Anstellwinkel theoretisch soweit erhöht werden, bis die hintere Schulterkante die Schweißunterlage berührt, wenn also $Et = h$ gilt. Die formelmäßigen Zusammenhänge zur Beschreibung von α_{max} für eine feste und eine variable Pinlänge sind im Anhang A5 (auf S. 180 f.) zu finden.

Unabhängig von den genannten geometrischen Restriktionen ist es andererseits zweckmäßig, die Größe des Anstellwinkels α mit Blick auf das Kriterium 1 (Abschnitt 6.3) durch die Vorgabe einer maximal zulässigen Eintauchtiefe Et_{max} (Nahteinfall) zu begrenzen. Dadurch soll verhindert werden, dass die Zugfestigkeit R_m der geschweißten Zugprobe – trotz eines fehlerfreien Nahtgefüges (Kriteriums 2 auf S. 79) – aufgrund einer zu großen Querschnittsreduktion in der Naht unter die nach DIN EN 485-2 geforderte Mindestzugfestigkeit $R_{m,GW,min}$ des Grundwerkstoffs im Zustand „O“ einer nicht geschweißten Zugprobe fällt. Da die Zugfestigkeit im Nugget $R_{m,Nugget}$ meist größer als $R_{m,GW,min}$ ist, kann im Zugversuch im Vergleich zur Grundwerkstoffzugprobe die gleiche Zugkraft auch mit einem verringerten Nahtquerschnitt übertragen werden. Die maximal zulässige Eintauchtiefe Et_{max} ist somit legierungsabhängig und kann wie folgt berechnet werden:

$$Et_{max} = \left(1 - \frac{R_{m,GW,min}}{R_{m,Nugget}}\right) h \tag{6-11}$$

Mit Gleichung (2-1) ergibt sich daraus der maximal zulässige Anstellwinkel α_{max} zu:

$$\alpha_{max} = \arcsin\left(\frac{2\,(Et_{max} - Et_{TCP})}{d_S}\right) \tag{6-12}$$

Für die Legierung EN AW-5083 wurde $R_{m,Nugget}$ anhand von Zugproben bestimmt, die vollständig aus dem Nugget herausgearbeitet worden waren. Die Werte von α_{max} im Bereich 3 in Abbildung 6-5 basieren auf einer gemessenen Zugfestigkeit des Nugget-Werkstoffs von $R_{m,Nugget}$ = 331 N/mm² (vgl. Abschnitt 5.6.1) und einer Mindestzugfestigkeit der Legierung EN AW-5083 von $R_{m,GW,min}$ = 275 N/mm² nach DIN EN 485-2. Aufgrund der Begrenzung des Anstellwinkels α im Bereich 3 gilt: $A_{SV} < A_{SW}$. Somit wird RB 2 nicht mehr erfüllt.

Nach Gleichung (12-7) im Anhang A5 (auf S. 181) beträgt der maximal zulässige Anstellwinkel $\alpha_{max,Pin,fest}$, der zur Vermeidung einer Kollision der Pinkante mit der Schweißunterlage nicht überschritten werden darf, mit den in dieser Arbeit verwendeten Prozess- und Werkzeugparametern lediglich 1,2°. Somit wäre nahezu keine Variation des Anstellwinkels möglich. Wird jedoch bedacht, dass die tatsächliche Eintauchtiefe meist kleiner ist als die eingestellte bzw. die berechnete Eintauchtiefe (GEBHARD 2011, S. 54 f.), so ergeben sich für $\alpha_{max,Pin,fest}$ deutlich größere Werte. Messungen des Nahteinfalls (entspricht der Eintauchtiefe) anhand von Querschliffen ergaben abhängig von der Axialkraft F_a Abweichungen von bis zu 0,15 mm, woraus eine tatsächliche Obergrenze von $\alpha_{max,Pin,fest}$ = 8,5° resultiert. Die geometrischen Restriktionen sind in der Praxis damit nicht der ausschlaggebende Aspekt für die Obergrenze des Anstellwinkels α.

Unter Berücksichtigung der getroffenen Annahmen und der beiden Kriterien (Abschnitt 6.3) wird die tolerierbare Spaltbreite s_t demnach durch die Grenze zwischen den Bereichen 2 und 3 in Abbildung 6-5 (auf S. 87) markiert. Weiterhin lässt sich erkennen, dass s_t bei konstanter Blechdicke h mit zunehmendem Schulterdurchmesser d_S bzw. bei konstantem Schulterdurchmesser mit abnehmender Blechdicke h gesteigert wird. Im Umkehrschluss sind bei Verwendung eines größeren Schulterdurchmessers – die Blechdicke ist meist durch die Schweißaufgabe fest vorgegeben – geringere Korrekturen des Anstellwinkels α bei variierender Spaltbreite s erforderlich. Dies wird für d_S = 13 mm am breiteren Bereich 1 und an der kleineren Steigung der Kurve im Bereich 2 in Abbildung 6-5a ersichtlich. Durch die hiermit gewonnenen Erkenntnisse wird der Stand der Technik zum Einfluss der Blechdicke auf die Spalttoleranz *ST* bestätigt (Abschnitt 3.2.2) und um den Einfluss des Schulterdurchmessers auf die Spalttoleranz erweitert.

Mit den in Abschnitt 6.2 verwendeten Parametern (α = 2°, Et_{TCP} = 0,12 mm, d_S = 13 mm) ergibt sich für die Blechdicke h = 4 mm gemäß der Abbildung 6-5b eine tolerierbare Spaltbreite s_t von ca. 1 mm. Tatsächlich lag s_t, selbst bei dem höheren n/v-Verhältnis von 1200/400 U/mm, nur bei etwa 0,6 mm (Abbildung 6-1 auf

S. 78). Die Gründe für diese Abweichung können einerseits in der Bildung eines Schweißgrats liegen, der zum Auffüllen des Spalts nicht mehr zur Verfügung steht. Andererseits ist, wie bereits oben erwähnt, die Differenz zwischen berechneter und tatsächlicher Eintauchtiefe nicht zu vernachlässigen. Bei Berücksichtigung dieses Gesichtspunkts kann der für eine gegebene Spaltbreite s erforderliche Anstellwinkel α anhand von Gleichung (6-10) in guter Näherung abgeschätzt werden.

6.5 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde zunächst anhand einer empirischen Versuchsreihe der grundlegende Einfluss des Spalts auf die Zugfestigkeit der Schweißnaht ermittelt. Es zeigt sich, dass die Zugfestigkeit erwartungsgemäß mit zunehmender Spaltbreite abfällt, wobei kein linearer Zusammenhang besteht. Bei einem höheren Verhältnis von Drehzahl zu Vorschubgeschwindigkeit tritt der Abfall der Zugfestigkeit erst bei einer größeren Spaltbreite ein. Dies gibt Grund zur Annahme, dass die beiden Prozessparameter zur Steigerung der tolerierbaren Spaltbreite herangezogen werden können. Die tolerierbare Spaltbreite wurde anschließend anhand von zwei Kriterien definiert. Zum einen muss die Schweißnaht die in DIN EN 485-2 festgelegte Mindestzugfestigkeit des Grundwerkstoffs im weichgeglühten Zustand aufweisen. Zum anderen darf das Nahtgefüge keine Volumenfehler enthalten.

Basierend auf diesen beiden Kriterien wurden zwei Randbedingungen aufgestellt und daraus Anforderungen an die Prozessparameter abgeleitet, damit die Erfüllung der Kriterien grundsätzlich möglich ist. Dazu wurde einerseits ausgehend von einer Volumenbilanz in Schweißrichtung in Abhängigkeit der Pingeometrie und der Blechdicke ein Mindestwert für das Verhältnis aus Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit $(n/v)_{min}$ errechnet. Der Mindestwert $(n/v)_{min}$ gilt dabei unter der Annahme, dass der Werkstofftransport um den Pin herum ausschließlich aufgrund von Formschluss, nicht jedoch bedingt durch *Haften* im WWK erfolgt. Andererseits wurde anhand einer Volumenbilanz senkrecht zur Schweißnaht ein Zusammenhang zur Berechnung des erforderlichen Anstellwinkels für eine gegebene Spaltbreite abgeleitet. Zur Vermeidung des Eintauchens der Schultervorderkante unter die Werkstückoberfläche („Pflügen“) bzw. eines zu großen Nahteinfalls wurden eine Unter- bzw. eine Obergrenze für den Anstellwinkel definiert.

Fazit

Die anhand der Volumenbilanzen in Schweißrichtung und senkrecht zur Schweißnaht ermittelten Anforderungen an die Prozessparameter beruhen auf rein geometri-

schen Betrachtungen. Danach stellt der Anstellwinkel bzw. die Eintauchtiefe in Übereinstimmung mit der Literatur eine Möglichkeit zur Kompensation eines Fügespalts dar. Dies gilt allerdings nicht für das Verhältnis aus Drehzahl zu Vorschubgeschwindigkeit n/v, was im Widerspruch zu experimentellen Ergebnissen und zu vereinzelten Berichten aus der Literatur (Abschnitt 3.2.4) steht. Zur Klärung des Einflusses von n/v auf die tolerierbare Spaltbreite sind – über die rein geometrischen Betrachtungen hinausgehend – demnach auch die physikalischen Wirkzusammenhänge des Prozesses zu untersuchen (Kapitel 7).

7 Empirisches Prozessmodell

7.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern, den Prozessantworten und der resultierenden Nahtqualität behandelt, wobei der Einfluss des Spalts als Störgröße berücksichtigt wird. Mit Blick darauf wurde mithilfe der statistischen Versuchsplanung am Beispiel der Al-Legierung EN AW-5083 ein empirisches Prozessmodell entwickelt. Mit dem Wissen zu den Korrelationen zwischen dem Spalt und den Prozessantworten sowie zwischen den Prozessantworten und der Nahtqualität werden die Grundlagen geschaffen, dem negativen Spalteinfluss auf die Schweißnaht durch entsprechende Anpassungen der Prozessparameter während des Fügeprozesses entgegenzuwirken (vgl. Hypothese 1 auf S. 59). Im Folgenden wird zunächst die Vorgehensweise beim Aufbau des empirischen Modells beschrieben, wobei die Terminologie und die Methodik zur statistischen Versuchsplanung an SIEBERTZ ET AL. (2010) angelehnt sind. Die Ergebnisse der Regressionsanalyse werden anschließend vorgestellt, diskutiert und verifiziert. Zur Erstellung des Versuchsplans und zur Durchführung der Regressions- sowie der Varianzanalyse wurde die Software *Visual Xsel 12.0* der Firma *CRGraph* eingesetzt.

7.2 Vorgehensweise

7.2.1 Prozesseingangs- und -ausgangsgrößen

Nach Abbildung 2-6 (auf S. 13) hängt der FSW-Prozess von zahlreichen Eingangsgrößen ab. Vor dem Hintergrund, eine Möglichkeit zur Beeinflussung des Schweißergebnisses während des Prozesses (online) zu schaffen, wurden als Modelleingangsgrößen (die sogenannten *Faktoren*) nur die Prozessparameter, d. h. die online kontrollierbaren Eingangsgrößen (Abschnitt 2.3.2), und die Störgröße Spalt gewählt (Tabelle 7-1). Bei Werkzeugen mit fester Pinlänge ist eine Variation der Eintauchtiefe des TCP Et_{TCP} nicht zweckmäßig, da die Gefahr einer unzureichenden Durchschweißung (LOP) oder einer Kollision mit der Schweißunterlage besteht (vgl. auch Abschnitt 6.4.3). Daher wurde Et_{TCP} bei 0,12 mm konstant gehalten. Eine Änderung der Eintauchtiefe der Schulterhinterkante Et gemäß Gleichung (2-1) war somit nur durch eine Änderung des Anstellwinkels α möglich.

Als Modellausgangsgrößen (die sogenannten *Zielgrößen*) dienten einerseits die online messbaren Prozessantworten Drehmoment M, Axialkraft F_a und Temperatur in der Werkzeugschulter T_S sowie in der Schweißunterlage T_U (Abschnitt 2.3.3) und andererseits die offline messbare Nahtqualität in Form der Zugfestigkeit R_m (Abschnitt 2.3.4). Zusätzlich wurde das Nahtgefüge hinsichtlich vorhandener Volumenfehler untersucht, die anhand der Porenfläche A_{Poren} quantifiziert wurden (Abschnitt 5.6.2). Diese Ausgangsgröße wurde bei der Modellbildung jedoch nicht berücksichtigt, sondern diente lediglich der Plausibilisierung der Regressionsmodelle (Abschnitt 7.4.2). In Tabelle 7-1 sind die Faktoren und die Zielgrößen zusammengefasst. Für die Faktoren sind zusätzlich der zugehörige Einstellbereich und die Anzahl der getesteten Einstellungen je Faktor (die sogenannten *Stufen*) angegeben. Diese waren jeweils äquidistant verteilt. Der Einstellbereich aller untersuchten Faktoren wird als *Faktorraum* bezeichnet (SIEBERTZ ET AL. 2010, S. 7).

Tabelle 7-1: Faktoren und Zielgrößen des empirischen Prozessmodells

Faktoren	**Einheit**	**Einstellbereich**	**Stufen**
Spaltbreite s	mm	0 … 1,2	7
Drehzahl n	U/min	200 … 4000	7
Vorschubgeschwindigkeit v	mm/min	100 … 1500	7
Anstellwinkel α	°	2 … 4	3
Seitlicher Achsversatz c	mm	0 … 0,6	7
Zielgrößen	**Einheit**	**Art der Messbarkeit**	
Zugfestigkeit R_m	N/mm²	offline	
Drehmoment M	Nm	online	
Axialkraft F_a	kN		
Temperatur in der Werkzeugschulter T_S	°C		
Temperatur in der Schweißunterlage T_U	°C		

Die Faktoren Drehzahl n und Vorschubgeschwindigkeit v führen zu Einschränkungen des Faktorraums, da prozessbedingt nicht alle Kombinationen der Stufen von n und v möglich sind. So verursacht beispielsweise ein zu kleines n/v-Verhältnis einen Anstieg der Prozesskräfte (Abschnitt 3.3.2), wodurch es zu einem Pinbruch kommen kann. Um den Faktorraum sinnvoll einzuschränken, wurden geeignete Kombinationsmöglichkeiten der Faktoreinstellungen von n und v im Vorfeld der eigentlichen Schweißversuche zur Modellbildung ermittelt. Die restlichen Faktoren wurden konstant gehalten. Eine n-v-Kombination galt als ungeeignet, wenn sie entweder zu

einem Pinbruch (systemtechnische Grenze) oder zu einer nicht geschlossenen Nahtoberfläche (prozesstechnische Grenze) führte. Der aus den system- und prozesstechnischen Grenzen resultierende (Unter-)Faktorraum für die Faktoren Drehzahl n und Vorschubgeschwindigkeit v ist in Abbildung 7-1 dargestellt. Bei den Schweißversuchen mit $n/v = 1$ U/mm versagten die Pins, während mit $n/v = 1{,}5$ U/mm Schweißnähte erfolgreich erzeugt werden konnten. Diese ermittelte Untergrenze für das n/v-Verhältnis stimmt dabei gut mit dem anhand des geometrischen Modells aus Abschnitt 6.4.2 abgeschätzten Mindestwert von $(n/v)_{min} = 1{,}4$ U/mm (Gleichung (6-4)) überein. Für die Versuchsplanung in Abschnitt 7.2.2 wurde eine Untergrenze von $(n/v)_{min} = 1{,}4$ U/mm vorgegeben. Die Obergrenze für n ergab sich im Rahmen der vorliegenden Arbeit aus der maximal zulässigen Drehzahl der Bluetooth-Übertragungseinheit (Abbildung 5-4 auf S. 68) von 4000 U/min.

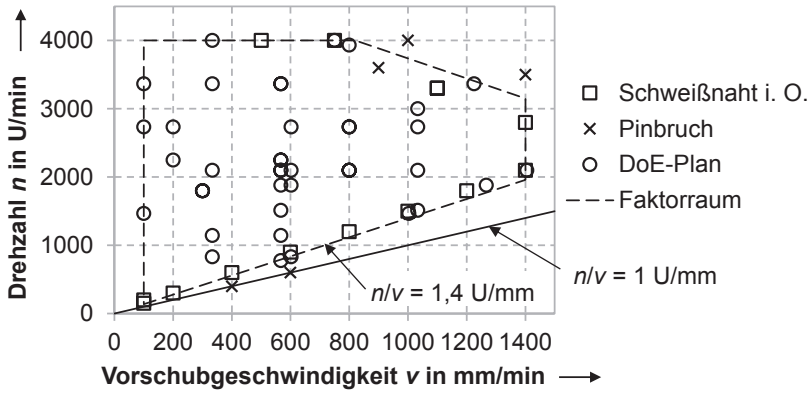


Abbildung 7-1: Eingeschränkter Faktorraum für die Kombinationen der Faktoren n und v; restliche Faktoren konstant: α = 2°, s = 0 mm, c = 0 mm (in Anlehnung an ROTH ET AL. 2014A)

Der Anstellwinkel α wurde auf drei Stufen von 2° bis 4° bei konstanter Eintauchtiefe des TCP von $Et_{TCP} = 0{,}12$ mm variiert. Damit lag α innerhalb des Wertebereichs, der für die Blechdicke $h = 4$ mm und den Schulterdurchmesser $d_S = 13$ mm nach Abbildung 6-5 (auf S. 87) als zweckmäßig erachtet wurde.

Neben den typischerweise untersuchten Prozessparametern n, v und α wurde auch der seitliche Achsversatz c des Werkzeugs betrachtet. Da Schlauchporen meist auf der AS entstehen (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 256), wurde c, in der Annahme,

dass ein Werkzeugversatz Richtung AS die Porenbildung reduziert, nur in diese Richtung variiert. Dabei betrug c höchstens die Hälfte der Spaltbreite s, um zu gewährleisten, dass auch bei der maximal eingestellten Spaltbreite von $s = 1{,}2$ mm beide Fügepartner von der Pinspitze mit dem Durchmesser $d_{PS} = 3$ mm (Abbildung 12-6 auf S. 184 im Anhang) noch ausreichend erfasst werden.

7.2.2 Design des Versuchsplans

Das empirische Modell sollte in einem möglichst großen Bereich gültig sein und auch nicht lineare *Effekte* abbilden können. Als *Effekt* wird dabei die Wirkung eines Faktors auf die Zielgröße bezeichnet (SIEBERTZ ET AL. 2010, S. 12). Folglich wurden die zu untersuchenden Einstellbereiche der einzelnen Faktoren – unter Berücksichtigung der system- und prozesstechnischen Grenzen (Abschnitt 7.2.1) – möglichst groß gewählt. Aufgrund der notwendigen Einschränkungen des Faktorraums in Bezug auf die Drehzahl und die Vorschubgeschwindigkeit (Abbildung 7-1) konnte für den Versuchsplan kein standarisiertes Design, wie z. B. das *Central-Composite-Design* (CCD), verwendet werden. In solchen Fällen bieten die sogenannten *optimalen* Versuchspläne, die hinsichtlich eines bestimmten statistischen Kriteriums optimal sind, eine effiziente Alternative. Konkret wurde der Versuchsplan nach dem gängigen *D-optimalen* Design konstruiert. Hierbei wird die Determinante der *Informationsmatrix*, die auf der Koeffizientenmatrix beruht, maximiert (SIEBERTZ ET AL. 2010, S. 52 ff.). Mit dem D-optimalen Versuchsplan war es möglich, die Einschränkungen des Faktorraums und die oben genannten Anforderungen an das empirische Modell zu berücksichtigen. Für weiterführende Informationen zur Konstruktion von Versuchsplänen sowie zu den zugrunde liegenden mathematischen Beschreibungen wird an dieser Stelle auf die einschlägige Literatur zur statistischen Versuchsplanung, wie z. B. SIEBERTZ ET AL. (2010) und SCHEFFLER (1997), verwiesen.

Der dem empirischen Modell zugrunde liegende D-optimale Versuchsplan ist Tabelle 12-5 (im Anhang auf S. 186 f.) zu entnehmen. Die Versuchsstreuung wurde durch dreimalige Wiederholung des sogenannten *Zentralpunkts* (Versuche Nr. 17 bis 19) und einer weiteren Faktorstufenkombination (Zusatzversuche Nr. 40 bis 42) ermittelt. Alle übrigen Faktorstufenkombinationen wurden jeweils nur einmal getestet, da aufgrund des hohen Mechanisierungsgrades des FSW-Prozesses von einer guten Reproduzierbarkeit der Prozessparameter und einer im gesamten Faktorraum vergleichbaren Versuchsstreuung ausgegangen werden kann. Dadurch war eine Re-

duktion des experimentellen Aufwands möglich. Die Richtigkeit dieser beiden Annahmen wird in Abschnitt 7.4.1 überprüft und belegt.

7.2.3 Regressions- und Varianzanalyse

Nach der Auswertung der Zielgrößen (Abschnitte 5.5 und 5.6) und deren Zuordnung zu den drei Bereichen entlang der Schweißnaht (Abbildung 5-5 auf S. 70) wurde mithilfe der Regressionsanalyse für jede Zielgröße in dem entsprechenden Bereich ein Regressionsmodell erstellt. Zur Bewertung der Modellqualität wurde eine Varianzanalyse durchgeführt, die u. a. das Bestimmtheitsmaß R^2 als ein wichtiges Kriterium für die Modellgüte liefert. R^2 gibt an, zu welchem Anteil die Werte der Zielgrößen durch das mathematische Regressionsmodell beschrieben werden. Für ein ideales Modell gilt $R^2 = 1$.

Der Varianzanalyse zufolge erwies sich für die Regressionsanalyse im Fall der Zugfestigkeit R_m und der Temperatur in der Werkzeugschulter T_S eine kubische Ansatzfunktion mit Berücksichtigung linearer Wechselwirkungen als geeignet. In Gleichung (7-1) ist die mathematische Formulierung in Abhängigkeit der Faktoren in allgemeiner Form angegeben, wobei Y ein Platzhalter für die Zielgrößen R_m und T_S ist. K_i sind hierbei die zu ermittelnden Regressionskoeffizienten, die abhängig von der Zielgröße unterschiedliche Werte annehmen. Es gilt:

$$\begin{aligned} Y = K_0 \; & + K_1\, s && + K_2\, n && + K_3\, v && + K_4\, c && + K_5\, \alpha \\ & + K_6\, s\, n && + K_7\, s\, v && + K_8\, s\, c && + K_9\, s\, \alpha && + K_{10}\, n\, v \\ & + K_{11}\, n\, c && + K_{12}\, n\, \alpha && + K_{13}\, v\, c && + K_{14}\, v\, \alpha && + K_{15}\, c\, \alpha \\ & + K_{16}\, s^2 && + K_{17}\, n^2 && + K_{18}\, v^2 && + K_{19}\, c^2 && + K_{20}\, \alpha^2 \\ & + K_{21}\, s^3 && + K_{22}\, n^3 && + K_{23}\, v^3 && + K_{24}\, c^3 && + K_{25}\, \alpha^3 \end{aligned} \tag{7-1}$$

$$\text{mit } Y \in \{R_m, T_S\}$$

Die Zielgrößen Axialkraft F_a, Temperatur in der Schweißunterlage T_U und Drehmoment M ließen sich durch eine quadratische Ansatzfunktion mit Berücksichtigung linearer Wechselwirkungen (Gleichung (7-2)) hinreichend genau beschreiben. Es gilt:

$$\begin{aligned} Y = K_0 \; & + K_1\, s && + K_2\, n && + K_3\, v && + K_4\, c && + K_5\, \alpha \\ & + K_6\, s\, n && + K_7\, s\, v && + K_8\, s\, c && + K_9\, s\, \alpha && + K_{10}\, n\, v \\ & + K_{11}\, n\, c && + K_{12}\, n\, \alpha && + K_{13}\, v\, c && + K_{14}\, v\, \alpha && + K_{15}\, c\, \alpha \\ & + K_{16}\, s^2 && + K_{17}\, n^2 && + K_{18}\, v^2 && + K_{19}\, c^2 && + K_{20}\, \alpha^2 \end{aligned} \tag{7-2}$$

$$\text{mit } Y \in \{F_a, T_U, M\}$$

7.3 Regressionsmodelle

7.3.1 Vorbemerkungen

In den nachfolgenden Abschnitten werden zunächst die Regressionsmodelle für die Zielgrößen Temperatur, Axialkraft und Drehmoment vorgestellt. Entscheidend hierbei ist der Effekt des Spalts auf die Prozessantworten und welche Möglichkeiten die Prozessparameter zur Kompensation bzw. Reduktion dieses Effekts bieten. Basierend darauf wird anschließend das Regressionsmodell für die Zugfestigkeit – die in der Praxis letztlich interessierende Zielgröße – erläutert und diskutiert.

In Tabelle 12-7 (im Anhang auf S. 189) sind die ermittelten Regressionskoeffizienten K_i, die zur Berechnung der einzelnen Zielgrößen gemäß Gleichung (7-1) bzw. (7-2) erforderlich sind, zusammengefasst. Die Zusammenhänge zwischen den Faktoren und der jeweiligen Zielgröße werden anhand von Effekt-Diagrammen (z. B. Abbildung 7-2) visualisiert. Aus diesen lässt sich der Effekt eines Faktors ablesen, wenn die übrigen Faktoren auf einer bestimmten Stufe konstant gehalten werden. Um Wechselwirkungen der Faktoren aufzuzeigen, sind je Effekt-Diagramm die Kurvenverläufe für bis zu drei verschiedene Faktorstufenkombinationen (FSK_1, FSK_2, FSK_3) dargestellt. Die Werte der einzelnen Faktoren in der jeweiligen Faktorstufenkombination sind unterhalb des Effekt-Diagramms angegeben. FSK_1 repräsentiert dabei („kalte“) Prozessbedingungen mit vergleichsweise geringem Wärmeeintrag (vgl. Abschnitte 3.3.1 und 3.3.2). Analog dazu steht FSK_3 für („heiße“) Prozessbedingungen mit hohem Wärmeeintrag. FSK_2 liegt dazwischen. Abweichungen von dieser Unterscheidung der FSK nach der Höhe des Wärmeeintrags werden gesondert angegeben. Der Faktor Spaltbreite wurde auf den Wert $s = 0{,}8$ mm festgesetzt, der in der Versuchsreihe VR1 (Tabelle 5-2 auf S. 72) aufgrund des eintretenden Abfalls der Zugfestigkeit R_m als kritisch identifiziert wurde (Abbildung 6-1 auf S. 78). Die vertikalen Linien im Effekt-Diagramm markieren die Stufen der einzelnen Faktoren beispielhaft für die Faktorstufenkombination FSK_1, die als Referenz für die Beschreibung und die Diskussion der einzelnen Effekte und deren Wechselwirkungen diente.

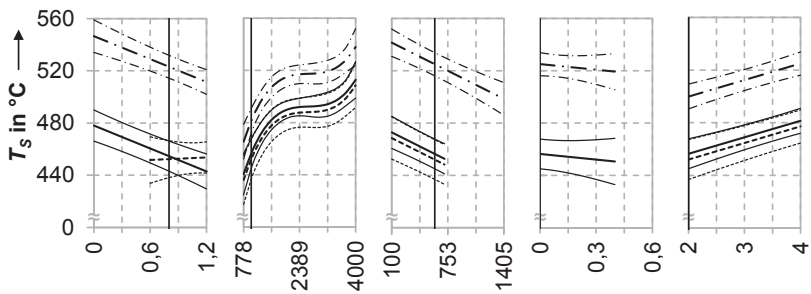
Es zeigte sich, dass die Effekte und die Wechselwirkungen in den einzelnen Auswertebereichen (Abbildung 5-5 auf S. 70) teilweise geringfügig unterschiedlich sind. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der stationäre Zustand vom Schweißprozess, abhängig von der gewählten FSK, innerhalb der Schweißnahtlänge nicht zwangsläufig erreicht wurde. Somit führte eine bestimmte FSK während eines Schweißversuchs zu unterschiedlichen Werten einer Zielgröße entlang der Schweiß-

naht, woraus Unterschiede in den Regressionsmodellen resultierten. Im Rahmen dieser Arbeit werden exemplarisch die Modelle für den mittleren Auswertebereich der Schweißnaht (Bereich II in Abbildung 5-5 auf S. 70) präsentiert.

7.3.2 Regressionsmodelle für die Prozessantworten

7.3.2.1 Temperatur in der Werkzeugschulter

Mithilfe der Gleichung (7-1) und der Regressionskoeffizienten K_i aus Tabelle 12-7 (im Anhang auf S. 189) kann die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S innerhalb des untersuchten Faktorraums abgeschätzt werden. Anhand der Regressionskoeffizienten wird deutlich, dass T_S insbesondere von der Drehzahl n abhängig ist. Wechselwirkungen liegen nur zwischen der Spaltbreite s und dem seitlichen Achsversatz c vor. In Abbildung 7-4 sind die Effekte der einzelnen Faktoren sowie deren Wechselwirkungen für drei verschiedene Faktorstufenkombinationen dargestellt, wobei sich FSK_1 und FSK_2, abweichend von der Beschreibung in Abschnitt 7.3.1, lediglich durch c unterscheiden.



	Spaltbreite s in mm →	Drehzahl n in U/min →	Vorschubg. v in mm/min →	seitl. Versatz c in mm →	Anstellwinkel α in ° →
FSK_1 ——	0,8	1000	600	0	2
FSK_2 ------	0,8	1000	600	0,3	2
FSK_3 — · —	0,8	3600	600	0	4

Abbildung 7-2: Regressionsmodell für die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S – Einfluss der Faktoren für drei Faktorstufenkombinationen (FSK) mit 95%-Vertrauensbereich (dünne Linien); Bestimmtheitsmaß R^2 = 0,823; Werkstoff und Werkzeug gemäß Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Die schmalen Linien kennzeichnen jeweils den 95%-Vertrauensbereich. Wegen des relativ geringen Bestimmtheitsmaßes von $R^2 = 0{,}823$ sind anhand des Regressionsmodells jedoch nur Aussagen über Trends zulässig. Aufgrund der in Abschnitt 7.2.1 beschriebenen Einschränkungen des Faktorraums in Bezug auf das n/v-Verhältnis ($n/v \geq 1{,}4$ U/mm) und den seitlichen Achsversatz c ($c \leq 0{,}5 \cdot s$) sind die Effekte dieser Faktoren nur für den jeweiligen Gültigkeitsbereich dargestellt. Beispielsweise sind für $n = 1000$ U/min Aussagen zum Effekt der Vorschubgeschwindigkeit nur bis $v = 714$ mm/min möglich. Analog dazu darf für $v = 600$ mm/min der Effekt der Drehzahl nur ab $n = 840$ U/min interpretiert werden. Diese Einschränkung ist im Effekt-Diagramm aufgrund der Skalierung jedoch nicht erkennbar.

Faktorstufenkombination FSK_1

Wie aus Abbildung 7-2 hervorgeht, führt der Fügespalt bei FSK_1 zu einem Abfall der Temperatur in der Werkzeugschulter T_S. Dieser Zusammenhang wurde auch von INADA ET AL. (2010) festgestellt und mit einer geringeren Wärmeerzeugung begründet, die gemäß Gleichung (3-5) bzw. (3-6) von der Kontaktfläche zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück abhängt. Die Kontaktfläche wird wiederum durch den Spalt reduziert.

Eine Steigerung von T_S kann durch eine Erhöhung der Drehzahl n oder des Anstellwinkels α bzw. durch eine Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit v erzielt werden, wobei der Effekt der Drehzahl n am größten ist. Während n mit der dritten Potenz eingeht, ist der Einfluss von α und v auf die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S, die eine Näherung für die maximale Nahttemperatur darstellt (Abschnitt 5.3.3), nur linear. Das Regressionsmodell bestätigt damit die in der Literatur beschriebenen Zusammenhänge (Abschnitt 3.3.2), wonach die Maximaltemperatur in der Schweißnaht von n deutlich stärker beeinflusst wird als von v (COLEGROVE & SHERCLIFF 2003). Ab einer Drehzahl von etwa 2000 U/min, bei der T_S etwa 83 % der Solidustemperatur des Werkstoffs erreicht hat, wird der Temperaturanstieg mit n kleiner. Dieses nicht lineare Verhalten wurde auch von SATO ET AL. (2002) beobachtet, die für $T_N > 0{,}81 \cdot T_{Solidus}$ ebenfalls von einer geringeren Zuwachsrate der Temperatur mit n berichten. Der ermittelte Zusammenhang zwischen T_S und n lässt sich mit dem selbstregulierenden Charakter des FSW-Prozesses (Abschnitt 3.3.1) erklären. Hingegen ist der erneute Anstieg des Gradienten $\partial T_S / \partial n$ für $n > 3000$ U/min physikalisch nicht zu begründen, sondern möglicherweise auf Ungenauigkeiten des Regressionsmodells zurückzuführen.

Faktorstufenkombination FSK_2
Unter Berücksichtigung des 95%-Vertrauensbereichs hat der seitliche Achsversatz c keinen Einfluss auf die Temperatur T_S. Eine Erhöhung von c lässt jedoch eine Wechselwirkung mit der Spaltbreite s erkennen. So wird der Einfluss von s auf T_S im Vergleich zu FSK_1 reduziert. Gleichzeitig vergrößert sich der 95%-Vertrauensbereich bei allen Faktoren, insbesondere bei s, sodass im Fall FSK_2 keine eindeutige Aussage zum Effekt der Spaltbreite auf die Temperatur T_S möglich ist. Damit ist auch die vom Regressionsmodell propagierte Wechselwirkung zwischen c und s kritisch zu hinterfragen.

Faktorstufenkombination FSK_3
Durch Erhöhung der Drehzahl n und des Anstellwinkels α ergeben sich zwar keine Wechselwirkungen mit den übrigen Faktoren. Jedoch wird diese Faktorstufenkombination für die Diskussion in Abschnitt 7.4.2 benötigt und sie ist in Abbildung 7-2 folglich dargestellt.

7.3.2.2 Temperatur in der Schweißunterlage

Die Regressionskoeffizienten K_i zur Berechnung der Temperatur in der Schweißunterlage T_U mithilfe von Gleichung (7-2) finden sich in Tabelle 12-7 (im Anhang auf S. 189). Das Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0{,}984$ und der schmale 95%-Vertrauensbereich (Abbildung 7-3) deuten auf eine hohe Güte des Regressionsmodells hin. Der seitliche Achsversatz c zeigt keinen signifikanten Einfluss auf T_U, jedoch liegt eine schwache Wechselwirkung mit dem Anstellwinkel α vor. Zwar ändert sich bei hohem α (FSK_2) der Effekt von c, der allerdings, wie auch im Fall FSK_1, nicht signifikant ist.

Die Effekte der einzelnen Faktoren weisen mit dem Regressionsmodell für die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S (Abbildung 7-2) vergleichbare Tendenzen auf, d. h. die Temperatur in der Schweißunterlage T_U fällt mit zunehmender Spaltbreite s und Vorschubgeschwindigkeit v ab und steigt mit der Drehzahl n und dem Anstellwinkel α an. Allerdings sind die Effekte mit Ausnahme des Effekts von v schwächer ausgeprägt. Ursache hierfür ist, dass T_U weiter entfernt vom Ort der Wärmegenerierung, d. h. der Grenzschicht zwischen der Werkzeugschulter und der Werkstückoberfläche, erfasst wurde als T_S (Abschnitt 5.3.3). Die endliche Wärmeleitung im Werkstück führt somit nicht nur zu einer geringeren Temperatur T_U verglichen mit T_S, sondern dämpft auch die Effekte von s, n und α. Hingegen macht sich eine höhere Vorschubgeschwindigkeit v in einem wesentlich stärkeren Abfall

von T_U im Vergleich zu T_S bemerkbar, da für den Wärmetransport zur Messposition von T_U (Fernfeld) weniger Zeit zur Verfügung steht.

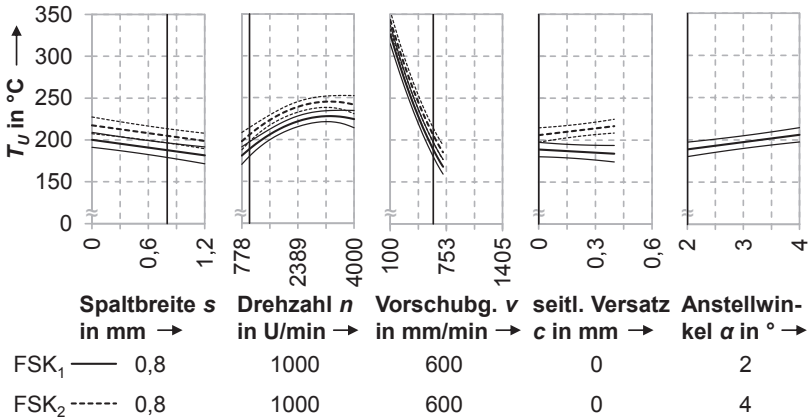


Abbildung 7-3: Regressionsmodell für die Temperatur in der Schweißunterlage T_U – Einfluss der Faktoren für die Faktorstufenkombinationen FSK_1 mit 95%-Vertrauensbereich (dünne Linien); Bestimmtheitsmaß R^2 = 0,984; Werkstoff und Werkzeug gemäß Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Das Regressionsmodell bestätigt damit die Erkenntnisse von COLEGROVE & SHERCLIFF (2003) und NISHIHARA & NAGASAKA (2003), wonach die Vorschubgeschwindigkeit v auf die Temperatur im Fernfeld einen größer Einfluss als die Drehzahl n hat.

7.3.2.3 Axialkraft

Die Axialkraft F_a lässt sich mit der Gleichung (7-2) und den Regressionskoeffizienten K_i aus Tabelle 12-7 (im Anhang auf S. 189) innerhalb des untersuchten Faktorraums berechnen. Analog zu Abbildung 7-2 zeigt die Abbildung 7-4 die Effekte der einzelnen Faktoren sowie deren Wechselwirkungen für drei verschiedene Faktorstufenkombinationen. Mit einem Bestimmtheitsmaß von R^2 = 0,858 bildet das Regressionsmodell die Zusammenhänge zwischen den Faktoren und der Zielgröße allerdings nur tendenziell ab. Der seitliche Achsversatz c weist keinen signifikanten Einfluss auf und wird daher im nachfolgenden Effekt-Diagramm nicht berücksichtigt.

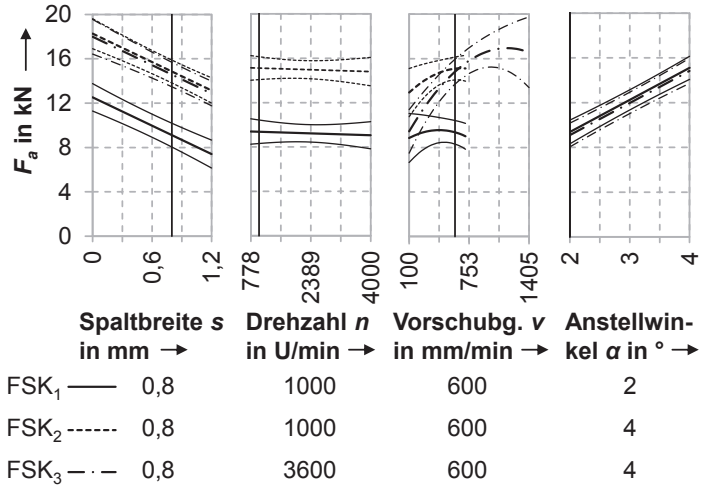


Abbildung 7-4: Regressionsmodell für die Axialkraft F_a – Einfluss der Faktoren für drei Faktorstufenkombinationen (FSK) mit 95%-Vertrauensbereich (dünne Linien); Bestimmtheitsmaß R^2 = 0,858; Werkstoff und Werkzeug gemäß Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Die Axialkraft F_a fällt mit zunehmender Spaltbreite s linear ab, da dem Werkzeug vom Werkstück aufgrund des fehlenden Werkstoffs im Fügespalt ein geringerer Widerstand entgegengesetzt wird. Das Regressionsmodell stimmt folglich mit den Erkenntnissen aus der Literatur (Abschnitt 3.2.3) überein. Es bestehen keinerlei Wechselwirkungen zwischen der Spaltbreite und den übrigen Faktoren. Ein größerer Anstellwinkel α bewirkt einen Anstieg der Axialkraft F_a. Die Linearität dieses Zusammenhangs lässt sich mit Gleichung (2-1) bei Anwendung der Kleinwinkelnäherung für $\sin \alpha$ und mit der linearen Beziehung zwischen der Eintauchtiefe Et und der Axialkraft F_a nach GEBHARD (2011, S. 114) begründen. Im Fall FSK_1 haben die Drehzahl n und die Vorschubgeschwindigkeit v keinen Einfluss auf F_a.

Anhand FSK_2 und FSK_3 werden die Wechselwirkungen zwischen α und v bzw. zwischen n und v ersichtlich. So führt ein hoher Anstellwinkel α (FKS_2) dazu, dass F_a mit v tendenziell zunimmt. Dieser Effekt wird durch eine zusätzliche Erhöhung der Drehzahl n (FSK_3) verstärkt, wobei aufgrund des breiten 95%-Vertrauensbereichs am oberen Rand des Einstellbereichs von v nicht vorhergesagt werden kann, ob die Axialkraft hier tatsächlich ein Maximum erreicht. Hinsichtlich des Maxi-

mums gilt das Gleiche im Fall FSK_1 für den unteren Rand des Einstellbereichs der Vorschubgeschwindigkeit v.

Zur Verdeutlichung der Wechselwirkungen zwischen der Drehzahl n und der Vorschubgeschwindigkeit v ist die Axialkraft F_a in Abbildung 7-5 über dem gesamten Faktorraum von n und v dargestellt. Bei einer geringen Vorschubgeschwindigkeit fällt die Axialkraft mit steigender Drehzahl ab, was mit den Ergebnissen von COOK ET AL. (2004) und SMITH ET AL. (2010) übereinstimmt. In diesem Fall steht ausreichend Zeit zur Verfügung, um die mit zunehmender Drehzahl zusätzlich generierte Wärmemenge durch Wärmeleitung in der gesamten Prozesszone, in welcher der Werkstofftransport stattfindet, zu verteilen. Die dadurch verringerte Fließspannung k_f des Werkstoffs führt zu der beobachteten Reduktion der Axialkraft.

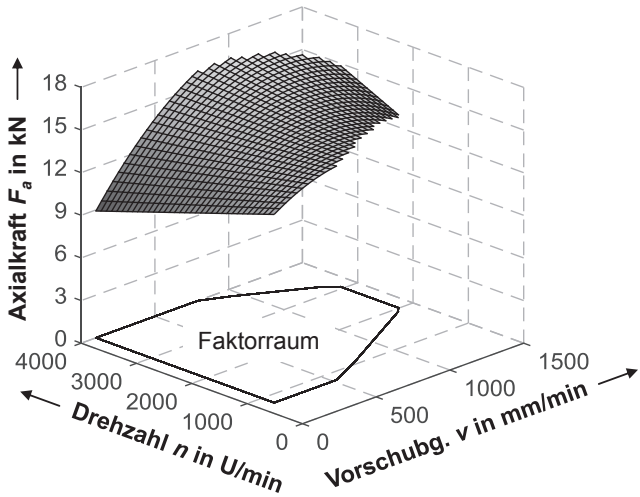


Abbildung 7-5: Regressionsmodell für die Axialkraft F_a – Wechselwirkung zwischen n und v für s = 0,8 mm, α = 4° und c = 0 mm; Bestimmtheitsmaß R^2 = 0,858; eingeschränkter Faktorraum für n und v gemäß Abbildung 7-1 (auf S. 95); Werkstoff und Werkzeug gemäß Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Bei großer Vorschubgeschwindigkeit v tritt der entgegengesetzte Effekt auf, d. h. F_a steigt mit n. Dies lässt sich damit erklären, dass eine höhere Drehzahl aufgrund der Förderwirkung des Gewindes am Pin zunächst auch einen größeren Werkstofftransport zur Nahtwurzel hin verursacht, der am Werkzeug wiederum eine höhere axiale

Reaktionskraft hervorruft. Im Gegensatz zur Situation bei kleiner Vorschubgeschwindigkeit ist die temperaturbedingte Entfestigung des Werkstoffs jedoch zu gering, um den Kraftanstieg zu kompensieren. Der Grund dafür ist, dass die Streckenenergie E_S nach Gleichung (3-7) mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit deutlich abfällt und infolge dessen die Temperatur in den Bereichen der Prozesszone, die von der Wärmequelle weiter entfernt sind, aufgrund der begrenzten Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs überproportional sinkt (vgl. Abschnitte 3.3.2 und 7.3.2.2). Folglich wird der Werkstoff nicht in der gesamten Prozesszone soweit erwärmt und entfestigt, dass der durch den erhöhten Werkstofftransport bedingte Kraftanstieg, wie im Fall einer geringen Vorschubgeschwindigkeit, (über-)kompensiert wird. Die Axialkraft korreliert somit stärker mit der Temperatur im Fernfeld (T_U) als mit der Maximaltemperatur (T_S).

Um dem durch den Spalt verursachten Abfall der Axialkraft F_a entgegenzuwirken, muss der Anstellwinkel α erhöht werden (Abbildung 7-4). Im Gegensatz zum Effekt der Vorschubgeschwindigkeit geht der Anstieg von F_a bei einer Vergrößerung von α mit einer höheren Verdichtung des Werkstoffs einher und wirkt sich positiv auf die Zugfestigkeit R_m der Schweißnaht aus (Abbildung 7-7 auf S. 108).

7.3.2.4 Drehmoment

Das Drehmoment M lässt sich mit Gleichung (7-2) und den Regressionskoeffizienten K_i aus Tabelle 12-7 (im Anhang auf S. 189) kalkulieren. Aufgrund des Bestimmtheitsmaßes von $R^2 = 0{,}982$ und des schmalen 95%-Vertrauensbereichs (Abbildung 7-6) weist das Regressionsmodell eine hohe Qualität auf. Der laterale Achsversatz c hat keinen signifikanten Einfluss auf das Drehmoment M und wird daher nicht weiter betrachtet.

Aus Abbildung 7-6 geht hervor, dass eine Erhöhung der Spaltbreite s eine geringfügige, lineare Abnahme des Drehmoments M bewirkt, da M nach Gleichung (3-13) von der Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück A_{WWK} abhängig ist, die durch den Spalt reduziert wird. Im Vergleich zur Axialkraft F_a und zur Temperatur in der Werkzeugschulter T_S ist der Einfluss von s auf M jedoch deutlich kleiner. Diese Beobachtung machten auch BEAMISH ET AL. (2006), die allerdings nur den Einfluss auf die Axialkraft und auf das Drehmoment untersucht hatten. Eine mögliche Erklärung für den geringen Effekt von s auf M ist, dass sich die Axialkraft und die Temperatur auf die Kontaktschubspannung τ_{WWK}, von der das Drehmoment nach Gleichung (3-13) ebenfalls abhängt, gegensätzlich auswirken. So führt der Abfall der Axialkraft F_a aufgrund des Fügespalts (Abbildung 7-4 auf S. 103) zu einer klei-

neren Druckspannung p unterhalb der Werkzeugschulter und somit gemäß Gleichung (3-19) zu einer kleineren Reibschubspannung τ_{Reib}. Gleichzeitig bedingt die mit dem Fügespalt sinkende Nahttemperatur (Abbildung 7-2 und Abbildung 7-3) nach den Materialgesetzen in Abschnitt 3.4.2 (z. B. Abbildung 3-5 auf S. 51) einen Anstieg der Fließspannung k_f bzw. der Schubfließspannung τ_f des Werkstoffs. Die Größe des Beitrags von τ_{Reib} und τ_f zur Kontaktschubspannung τ_{WWK} ist gemäß Gleichung (3-22) von den Kontaktbedingungen im WWK abhängig. Demzufolge deutet die Abnahme des Drehmoments mit steigender Spaltbreite (Abbildung 7-6) auf eine Dominanz des Effekts der Axialkraft gegenüber dem Effekt der Temperatur hin.

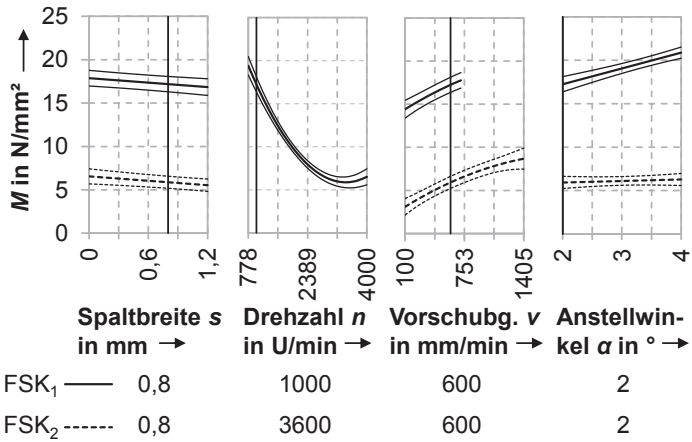


Abbildung 7-6: Regressionsmodell für das Drehmoment M – Einfluss der Faktoren für zwei Faktorstufenkombinationen (FSK) mit 95%-Vertrauensbereich (dünne Linien); Bestimmtheitsmaß R^2 = 0,982; Werkstoff und Werkzeug gemäß Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Den größten Einfluss auf das Drehmoment M hat die Drehzahl n, die übereinstimmend mit den Ergebnissen von PEW ET AL. (2007), CUI ET AL. (2010) und WEGLOWSKI (2013) einen exponentiellen Abfall von M bewirkt. Dagegen nimmt M mit steigender Vorschubgeschwindigkeit v nur moderat und annähernd linear zu. Die Effekte von n und v auf M sind damit gegengleich zu den Effekten auf die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S, in ihrer Ausprägung jedoch vergleichbar (Abbildung 7-2 auf S. 99). Hieraus lässt sich eine inverse Korrelation zwischen M und T_S ableiten, die bereits von YAN ET AL. (2005) konstatiert wurde. Während also

für die Axialkraft F_a die Fließspannung k_f des Werkstoffs in der gesamten Prozesszone unterhalb der Werkzeugschulter und damit auch primär die Temperatur im Fernfeld (T_U) ausschlaggebend ist (Abschnitt 7.3.2.3), hängt das Drehmoment M überwiegend von der Kontaktschubspannung τ_{WWK} im WWK ab, die im Wesentlichen von der Maximaltemperatur (angenähert durch T_S) beeinflusst wird.

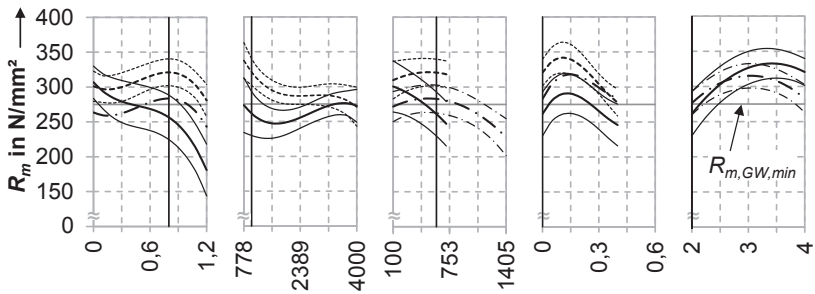
Für „kalte“ Prozessbedingungen (FSK_1) bewirkt eine Erhöhung des Anstellwinkels α einen Anstieg des Drehmoments M. Gemäß dem Regressionsmodell für die Axialkraft F_a steigt diese ebenfalls mit α an (Abbildung 7-4) und führt über die größere Druckspannung p mit Gleichung (3-19) zu einer höheren Reibschubspannung τ_{Reib}, wodurch das Drehmoment zunimmt. Wird der Wärmeeintrag durch eine größere Drehzahl n gesteigert (FSK_2), so ist eine Wechselwirkung zwischen n und α derart zu erkennen, dass der Effekt von α auf M deutlich reduziert bzw. unter Berücksichtigung des 95%-Vertrauensbereichs gänzlich aufgehoben wird. WEGLOWSKI (2013) stellte ebenfalls fest, dass der Einfluss der Axialkraft, die mit dem Anstellwinkel linear zusammenhängt (Abschnitt 7.3.2.3), auf das Drehmoment mit zunehmender Drehzahl sinkt. Eine mögliche Ursache hierfür ist die mit n überproportional steigende Maximaltemperatur (T_S) im WWK (Abbildung 7-2), die nach BOWDEN & HUGHES (1939), FRIGAARD ET AL. (2001) und HAMILTON ET AL. (2008) den Reibungskoeffizienten μ reduziert. Zwar nimmt die Axialkraft auch bei hoher Drehzahl mit α zu (vgl. FSK_3 in Abbildung 7-4), jedoch wird davon aufgrund des geringeren μ weniger in eine Steigerung des Drehmoments umgesetzt. Weitere Wechselwirkungen sind nicht zu beobachten.

7.3.3 Regressionsmodell für die Zugfestigkeit der Schweißnaht

Im Gegensatz zu den in Abschnitt 7.3.2 beschriebenen Regressionsmodellen für die Prozessantworten ist das nachfolgende Regressionsmodell in der Praxis unmittelbar von Bedeutung, da es unter Berücksichtigung der Störgröße Spalt einen direkten Zusammenhang zwischen den Prozessparametern und der Zugfestigkeit R_m, als ein Maß für die Nahtqualität, herstellt. Mithilfe der Erkenntnisse aus den Regressionsmodellen für die Prozessantworten lassen sich jedoch die Effekte auf R_m und mögliche Wechselwirkungen erklären und somit die Prozessantworten mit der Nahtqualität in Beziehung setzen. Die Diskussion hierzu wird gesondert in Abschnitt 7.4.2 geführt.

Die Zugfestigkeit R_m der Schweißnaht kann innerhalb des untersuchten Faktorraums mithilfe der Gleichung (7-1) und der Regressionskoeffizienten K_i aus Tabelle 12-7 (im Anhang auf S. 189) abgeschätzt werden. Abbildung 7-7 zeigt die Effekte der

einzelnen Faktoren sowie deren Wechselwirkungen für drei verschiedene Faktorstufenkombinationen. Zur Orientierung ist die Mindestzugfestigkeit $R_{m,GW,min}$ (DIN EN 485-2), die gemäß Kriterium 1 in Abschnitt 6.3 die tolerierbare Spaltbreite s_t definiert, durch eine horizontale Linie markiert. Um die Übersichtlichkeit zu wahren, ist der 95%-Vertrauensbereich für FSK_3 im Fall der Spaltbreite s und des seitlichen Achsversatzes c nicht eingezeichnet. Das Bestimmtheitsmaß $R^2 = 0{,}961$ deutet darauf hin, dass die Versuchsergebnisse durch das Regressionsmodell hinreichend genau abgebildet werden.



	Spaltbreite s in mm →	Drehzahl n in U/min →	Vorschubg. v in mm/min →	seitl. Versatz c in mm →	Anstellwinkel α in ° →
FSK_1 ——	0,8	1000	600	0	2
FSK_2 ------	0,8	1000	600	0	4
FSK_3 —·—	0,8	3600	600	0	4

Abbildung 7-7: Regressionsmodell für die Zugfestigkeit R_m – Einfluss der Faktoren für drei Faktorstufenkombinationen (FSK) mit 95%-Vertrauensbereich (dünne Linien); horizontale Linie markiert Mindestzugfestigkeit $R_{m,GW,min}$ gemäß DIN EN 485-2; Bestimmtheitsmaß $R^2 = 0{,}961$; Werkstoff und Werkzeug gemäß Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Wie in Abbildung 7-7 zu erkennen ist, sinkt im Fall FSK_1 die Zugfestigkeit R_m erwartungsgemäß mit steigender Spaltbreite s. Diesem Effekt kann durch eine Erhöhung der Drehzahl n bzw. durch eine Reduzierung der Vorschubgeschwindigkeit v entgegengewirkt werden, wobei der Einfluss von n auf R_m geringer ist. Somit wird die Beobachtung von VAN HAVER ET AL. (2007) bestätigt, wonach die tolerierbare Spaltbreite s_t durch ein größeres n/v-Verhältnis verbessert werden kann.

Einen positiven Effekt auf die Zugfestigkeit R_m hat auch der Anstellwinkel α, wie von SHULTZ ET AL. (2010) bereits gezeigt wurde (vgl. Abbildung 6-5 auf S. 87). Allerdings deutet sich im Fall FSK_1 ein Maximum von R_m bei etwa $\alpha = 3{,}4°$ an. Eine Steigerung von α darüber hinaus führt zu einer geringfügigen Abnahme von R_m. Eine Erhöhung des Anstellwinkels von 2° auf 4° (FSK_2) lässt auch Wechselwirkungen mit der Spaltbreite s, der Drehzahl n und der Vorschubgeschwindigkeit v erkennen. So hat v bei größerem Anstellwinkel keinen Einfluss mehr auf die Zugfestigkeit R_m. Der Effekt von n kehrt sich im Vergleich zu $\alpha = 2°$ (FSK_1) sogar leicht um, sodass R_m mit steigender Drehzahl tendenziell abfällt. Besonders deutlich ist die Wechselwirkung zwischen dem Anstellwinkel α und der Spaltbreite s. Bei $\alpha = 4°$ setzt der Abfall der Zugfestigkeit R_m erst bei einer größeren Spaltbreite s ein, woraus eine höhere tolerierbare Spaltbreite s_t resultiert.

Durch eine zusätzliche Anhebung der Drehzahl auf $n = 3600$ U/min (FSK_3) verschiebt sich das Maximum, das die Zugfestigkeit R_m abhängig vom Anstellwinkel α aufweist, hin zu kleineren Werten von α, wobei der Einfluss von α auf R_m abnimmt. Unter Berücksichtigung des 95%-Vertrauensbereichs zeigt die Vorschubgeschwindigkeit v erst ab einem Wert von etwa 900 mm/min einen negativen Einfluss auf R_m. Im Gegensatz zur niedrigen Drehzahl im Fall FSK_1, wo eine Erhöhung von v direkt zu einer Abnahme von R_m führt (Abbildung 7-7), sind mit höherer Drehzahl und höherem Anstellwinkel (FSK_3) folglich größere Vorschubgeschwindigkeiten realisierbar, ohne bei vorhandenem Fügespalt sofort Einbußen hinsichtlich der Zugfestigkeit hinnehmen zu müssen.

Eine zur Erhöhung der Drehzahl n vergleichbare Wirkung auf den Effekt des Anstellwinkels α hat die Reduktion der Spaltbreite s. Abbildung 7-8 verdeutlicht die Wechselwirkung zwischen s und α für den Fall FSK_1, wobei s und α über den gesamten Einstellbereich variiert werden. Auch hier wird die maximale Zugfestigkeit R_m bei einem kleineren Anstellwinkel α erreicht und der Effekt von α ist geringer als bei großen Spaltbreiten.

Abschließend ist festzuhalten, dass die Effekte der einzelnen Faktoren unter „heißen“ Prozessbedingungen (FSK_3) schwächer ausgeprägt sind als unter „kalten“ Prozessbedingungen (FSK_1 und FSK_2). Die maximale Zugfestigkeit R_m wird allerdings nicht bei FSK_3 erreicht, wie an den Faktoren n und α in Abbildung 7-7 zu erkennen ist. Unter Berücksichtigung des Vertrauensbereichs lässt sich für den seitlichen Achsversatz c im untersuchten Faktorraum kein eindeutiger Einfluss auf die Zugfestigkeit R_m feststellen. Wechselwirkungen zwischen c und den anderen Faktoren bestehen ebenfalls nicht.

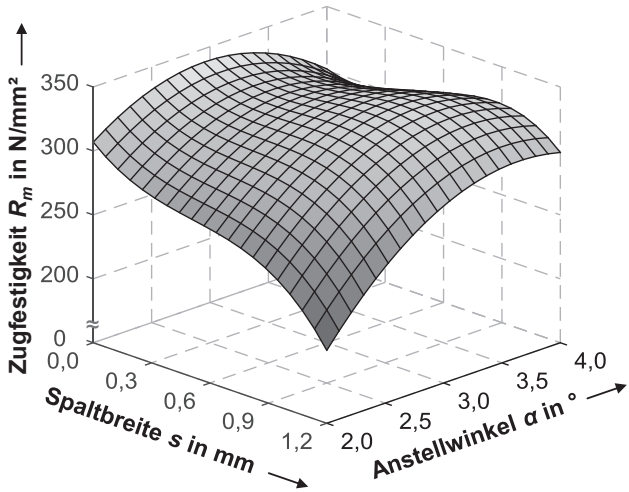


Abbildung 7-8: Regressionsmodell für die Zugfestigkeit R_m – Wechselwirkung zwischen s und α für n = 1000 U/min, v = 600 mm/min und c = 0 mm; Bestimmtheitsmaß R^2 = 0,961; Werkstoff und Werkzeug gemäß Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

7.4 Bewertung und Diskussion der Regressionsmodelle

7.4.1 Bewertung der Modellgüte

Die Güte der Regressionsmodelle hängt wesentlich von der (Versuchs-)Streuung der zugrundeliegenden Messwerte, d. h. der jeweiligen Zielgröße, ab. Als Maß für die Streuung wurde die Standardabweichung σ verwendet, die durch dreimalige Ausführung von zwei verschiedenen Faktorstufenkombinationen (Versuche Nr. 17 bis 19 und Nr. 40 bis 42 in Tabelle 12-6 im Anhang auf S. 187) bestimmt wurde. In Abbildung 7-9 ist die gemittelte Standardabweichung σ aus beiden Faktorstufenkombinationen für die gemessenen Zielgrößen dargestellt. Zum Vergleich sind zusätzlich die Standardabweichungen der entsprechenden Regressionsmodelle aufgetragen. Daraus geht hervor, dass die Versuchsstreuung der Zielgrößen an beiden Versuchspunkten im Faktorraum jeweils – zum Teil sogar deutlich – unterhalb der Modellstreuung liegt, die vom verwendeten Berechnungsprogramm *Visual Xsel* in Form der Standardabweichung des Modells bereitgestellt wird. Damit ist die Versuchsstreuung, die sich einerseits aus der Streuung des Messsystems und anderer-

seits aus der Einstellbarkeit der Faktoren (Reproduzierbarkeit) ergibt (SIEBERTZ ET AL. 2010, S. 92), hinreichend klein. Der Verzicht auf eine Wiederholung jedes einzelnen Schweißversuchs (Abschnitt 7.2.2) war bzw. ist folglich gerechtfertigt.

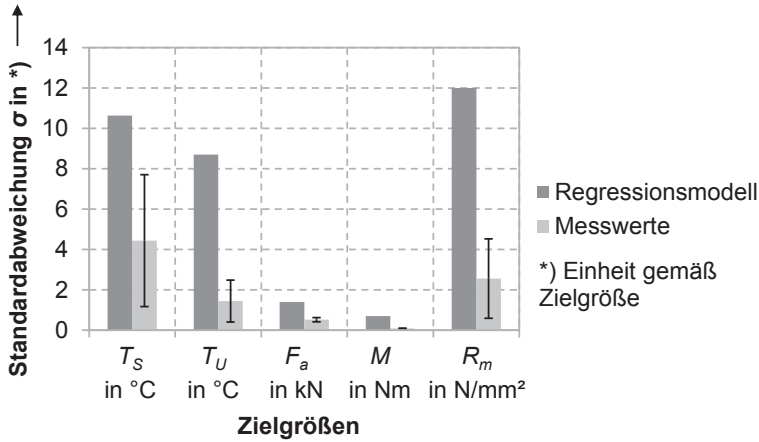


Abbildung 7-9: Standardabweichung σ der Regressionsmodelle sowie gemittelte Standardabweichung der Messwerte der Zielgrößen; Mittelwert aus den jeweils dreimal wiederholten FSK (Versuche Nr. 17 bis 19 und Nr. 40 bis 42 in Tabelle 12-6 im Anhang auf S. 187); Fehlerbalken zeigen Minimum und Maximum

Zur Beurteilung der Qualität der Regressionsmodelle wurde das Bestimmtheitsmaß R^2 herangezogen. In Tabelle 12-7 (im Anhang auf S. 189) sind die R^2-Werte für die einzelnen Modelle aufgelistet. Die geringste Güte weisen demnach die Modelle für die Temperatur T_S und für die Axialkraft F_a auf. Dies lässt sich mit der vergleichsweise großen Versuchsstreuung der beiden Zielgrößen erklären (Abbildung 7-9). Da aufgrund der gleichzeitigen Messung aller Prozessantworten und gleichbleibenden Versuchsbedingungen von einer für alle Zielgrößen identischen Reproduzierbarkeit auszugehen ist, kann die größere Versuchsstreuung bei T_S und F_a auf eine höhere Streuung des jeweiligen Messsystems zurückgeführt werden. Die Aussagekraft der Regressionsmodelle wird durch die Versuchsstreuung jedoch nicht beeinträchtigt.

Die Verifikation der Regressionsmodelle erfolgte anhand von fünf zusätzlichen, beliebig gewählten Faktorstufenkombinationen (Tabelle 12-8 im Anhang auf S. 191), die innerhalb des Faktorraums (Tabelle 7-1 auf S. 94) liegen, jedoch nicht Teil des

Versuchsplans (Tabelle 12-5 im Anhang auf S. 186) waren. In Abbildung 7-10 sind die nach Gleichung (7-1) und Tabelle 12-7 berechneten sowie die gemessenen Zugfestigkeitswerte mit der zugehörigen Modell- bzw. Versuchsstreuung einander paarweise gegenübergestellt. Mit Ausnahme der Versuche Nr. 45 und 46 werden die Messwerte vom Regressionsmodell unter Berücksichtigung des 95%-Vertrauensbereichs mit hinreichender Genauigkeit abgeschätzt. Bezüglich Kriterium 1 (Abschnitt 6.3) liefert das Modell lediglich bei Versuch Nr. 46 ein falsches Ergebnis. Da die berechneten Werte tendenziell kleiner sind als die Messwerte, kann das Regressionsmodell für eine konservative Vorhersage der Zugfestigkeit R_m verwendet werden.

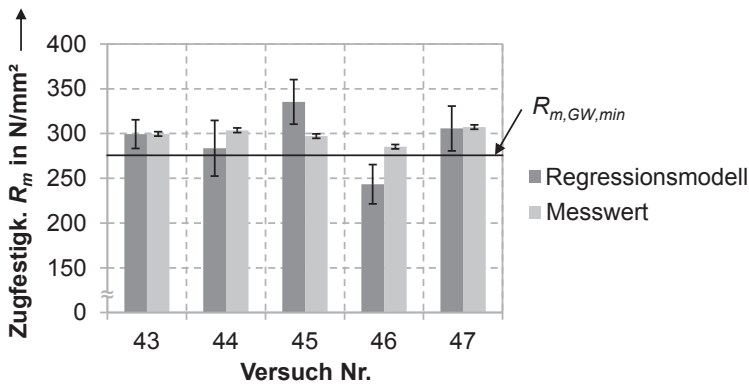


Abbildung 7-10: Verifizierung des Regressionsmodells für die Zugfestigkeit R_m anhand zusätzlicher Schweißversuche (Tabelle 12-8 im Anhang auf S. 191); die Fehlerbalken der berechneten Werte zeigen den 95%-Vertrauensbereich des Regressionsmodells am entsprechenden Versuchspunkt; die Fehlerbalken der Messwerte geben die gemittelte Versuchsstreuung (Standardabweichung) gemäß Abbildung 7-9 an

Analog zur Zugfestigkeit wurden die Regressionsmodelle für die übrigen Zielgrößen, d. h. die Prozessantworten, verifiziert (vgl. Abbildung 12-10 im Anhang auf S. 192). Es zeigt sich, dass die Messwerte der Zielgrößen durch die Modelle im Rahmen der Modellstreuung ausreichend genau vorhergesagt werden. Dabei ist insbesondere die Lage der berechneten Werte in Bezug auf den jeweiligen qualitätsrelevanten Grenzwert der Zielgröße (Abschnitt 7.4.2) zutreffend. Eine Ausnahme hiervon stellt Versuch Nr. 44 dar, bei dem die Temperatur in der Schulter T_S durch

das Regressionsmodell deutlich unterschätzt wird (vgl. Abbildung 12-10a). Hierbei kann es sich allerdings auch um einen fehlerhaften Messwert handeln. Gestützt wird diese Vermutung durch die Tatsache, dass die Versuchsstreuung von T_S bezogen auf die Modellstreuung verglichen mit den anderen Zielgrößen am höchsten ist (Abbildung 7-9).

Um die einzelnen Regressionsmodelle hinsichtlich ihrer Vorhersagegenauigkeit zu beurteilen und untereinander vergleichen zu können, wurde eine Gütekennzahl G gemäß Gleichung (7-3) definiert. G entspricht der absoluten Abweichung zwischen dem Messwert Y_{Mess} und dem zugehörigen Modellwert Y_{Modell}, die auf die halbe Breite des 95%-Vertrauensbereichs ψ (Modellstreuung) normiert wird. Es gilt:

$$G = \frac{2 \cdot |Y_{Mess} - Y_{Modell}|}{\psi} \tag{7-3}$$

Liegt ein Messwert innerhalb des 95%-Vertrauensbereichs ψ des Regressionsmodells, dann nimmt G einen Wert im Intervall [0, 1] an. Werte von G größer als 1 deuten dagegen auf eine unzureichende Vorhersagegenauigkeit des Regressionsmodells hin. In Abbildung 7-11 sind die gemittelten Gütekennzahlen der Zusatzversuche zur Modellverifizierung (Tabelle 12-9 im Anhang auf S. 191) für jede Zielgröße dargestellt.

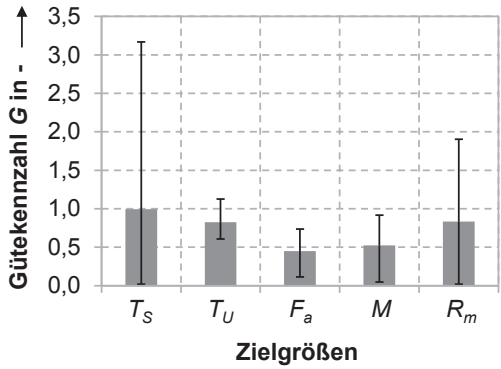


Abbildung 7-11: Mittelwerte der Gütekennzahl G für die Zusatzversuche zur Modellverifizierung (Tabelle 12-9 im Anhang auf S. 191); die Fehlerbalken zeigen Minimum und Maximum

Daraus geht hervor, dass für neue Faktorstufenkombinationen jede Zielgröße durch das entsprechende Regressionsmodell unter Berücksichtigung des 95%-Vertrauensbereichs hinreichend genau abgeschätzt werden kann, da die Gütezahlen G der einzelnen Zielgrößen den Grenzwert 1 im Mittel nicht überschreiten. Dabei liefern die Modelle für die Axialkraft F_a und das Drehmoment M die präzisesten Vorhersagen. Hingegen deuten die Fehlerbalken ($G > 1$) der Temperatur T_S und der Zugfestigkeit R_m auf eine mangelhafte Übereinstimmung zwischen Modellvorhersage und Experiment bei einzelnen Versuchen hin (vgl. auch Abbildung 7-10 und Abbildung 12-10a im Anhang auf S. 192).

7.4.2 Diskussion des Regressionsmodells für die Zugfestigkeit

7.4.2.1 Einfluss der Temperatur

Temperatur in der Werkzeugschulter T_S

Eine Ursache für den Abfall der Zugfestigkeit R_m mit steigender Spaltbreite s ist, dass die Temperatur in der Schweißnaht mit s abnimmt (Abbildung 7-2 und Abbildung 7-3), wodurch die Fließspannung k_f des Werkstoffs größer wird (Abbildung 3-5 auf S. 51) und somit der Werkstofftransport um den Pin herum (RB 1) erschwert wird. Folglich entstehen vermehrt Schlauchporen (Abbildung 6-1b auf S. 78), sofern die Prozessparameter nicht entsprechend angepasst werden. Unabhängig von den Prozessparametern und vom Spalt lässt sich anhand der Temperatur in der Werkzeugschulter T_S in Abbildung 7-12 erkennen, dass für $T_S < 483$ °C verstärkt Porenbildung auftritt, wodurch die Zugfestigkeit R_m deutlich reduziert wird. Dieser als Grenztemperatur T_{Grenz} bezeichnete Wert von 483 °C entspricht, bezogen auf den absoluten Nullpunkt, etwa 88 % der Solidustemperatur $T_{Solidus}$ der verwendeten Legierung EN AW-5083 ($T_{Solidus} = 590$ °C) und stimmt mit dem optimalen Temperaturbereich, der von ARORA ET AL. (2011B) mit 0,87 bis $0{,}9 \cdot T_{Solidus}$ und von QIAN ET AL. (2013) mit 0,8 bis $0{,}9 \cdot T_{Solidus}$ angegeben wird, gut überein.

Poren, die im Temperaturbereich $T_S > T_{Grenz}$ auftreten (Versuche Nr. 27 und 35, Tabelle 12-6 im Anhang auf S. 187), weisen eine sehr kleine Porenfläche A_{Poren} auf (Abbildung 7-12a), die sich aus mehreren, fein verteilten Einzelporen zusammensetzt (Abbildung 12-9 im Anhang auf S. 190) und daher die Zugfestigkeit R_m kaum negativ beeinflusst (Abbildung 7-12b). Die Zugfestigkeit R_m vereinzelter Schweißnähte liegt geringfügig unterhalb der Mindestzugfestigkeit des Grundwerkstoffs $R_{m,GW,min}$, obwohl keine Poren vorhanden sind und die Temperatur T_S die Grenztemperatur T_{Grenz} überschritten hat. Alle diese Schweißnähte wurden mit einem An-

stellwinkel von $\alpha = 4°$ erzeugt. Die etwas geringere Zugfestigkeit R_m kann demnach auf einen möglicherweise zu großen Nahteinfall zurückgeführt werden. Zwar ist gemäß Abbildung 6-5 (auf S. 87) ein maximaler Anstellwinkel von $\alpha_{max} = 4{,}9°$ zulässig, um trotz der resultierenden Reduktion des tragenden Nahtquerschnitts – eine Zugfestigkeit des Nuggets von $R_{m,Nugget} = 331$ N/mm² vorausgesetzt – die Mindestzugfestigkeit des Grundwerkstoffs $R_{m,GW,min}$ immer noch zu gewährleisten. Allerdings verringert sich α_{max} nach Gleichung (6-12) auf 3,8°, wenn die bei diesen Schweißnähten berechnete Zugfestigkeit des Nuggets von $R_{m,Nugget} = 319$ N/mm² verwendet wird. $R_{m,Nugget}$ wurde anhand der maximalen Zugkraft im Zugversuch und des tatsächlichen Nahtquerschnitts, d. h. unter Berücksichtigung des Nahteinfalls, bestimmt.

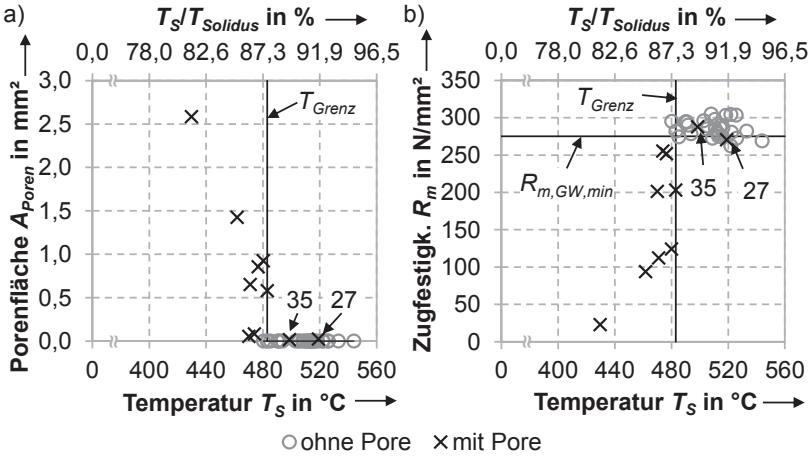


Abbildung 7-12: a) Porenfläche A_{Poren} und b) Zugfestigkeit R_m in Abhängigkeit der Temperatur in der Werkzeugschulter T_S und von T_S in Prozent der absoluten Temperatur; die Solidustemperatur $T_{Solidus}$ von EN AW-5083 beträgt 590 °C; Querschliff A bzw. Zugprobe II (Abbildung 5-5 auf S. 70); Messverfahren gemäß Abschnitt 5.6; Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Im Fall FSK_1 in Abbildung 7-2 (auf S. 99) erreicht die Temperatur T_S unter Berücksichtigung des 95%-Vertrauensbereichs nur bei geringer Spaltbreite ($s < 0{,}3$ mm) die Grenztemperatur T_{Grenz} von 483 °C (Abbildung 7-12) und liegt ansonsten darunter. Eine Erhöhung der Spaltbreite s führt somit unmittelbar zu einer Unterschreitung von T_{Grenz} und damit zu einem Abfall der Zugfestigkeit R_m (Abbildung 7-7 auf

S. 108). Einen zur Spaltbreite s vergleichbaren Effekt hat die Vorschubgeschwindigkeit v, die im Fall FSK_1 ebenfalls unmittelbar eine Reduktion von R_m bewirkt. Unter „kalten“ Prozessbedingungen (FSK_1) reagiert der FSW-Prozess demnach sehr sensibel auf den Fügespalt, was für den gegebenen Versuchsaufbau gemäß Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72) eine geringe tolerierbare Spaltbreite s_t von etwa 0,3 bis 0,4 mm zur Folge hat.

Hingegen wirkt sich eine Steigerung des Wärmeeintrags durch eine Vergrößerung des n/v-Verhältnisses oder des Anstellwinkels α positiv auf s_t aus (FSK_2 in Abbildung 7-7), da die mit s sinkende Temperatur T_S die Grenztemperatur T_{Grenz} erst bei einer größeren Spaltbreite unterschreitet. So liegt die tolerierbare Spaltbreite s_t für FSK_2 bei 1,2 mm. Wird allerdings der Wärmeeintrag in die Schweißnaht, beispielsweise aufgrund einer zusätzlichen Steigerung der Drehzahl n wie im Fall FSK_3, zu hoch, dann nimmt die Zugfestigkeit R_m und damit auch die tolerierbare Spaltbreite s_t wieder ab (Abbildung 7-7 auf S. 108). Gemäß dem Regressionsmodell für die Temperatur T_S (Abschnitt 7.3.2.1) beträgt T_S bei FSK_3 525,1 ± 9,2 °C und überschreitet somit die Obergrenze des optimalen Temperaturbereichs von $0{,}9 \cdot T_{Solidus}$ (entspricht 504 °C). Auf diesem Temperaturniveau wirkt sich ein weiterer Temperaturanstieg negativ auf die Zugfestigkeit R_m der Schweißnaht aus, da eine höhere Temperatur nicht mehr zu einer notwendigen Verbesserung des Werkstoffflusses beiträgt, sondern stattdessen den Werkstoff thermisch schädigt (Abschnitt 2.3.3). Damit lassen sich auch die in Abbildung 7-7 (auf S. 108) beobachteten Wechselwirkungen zwischen der Drehzahl n, der Vorschubgeschwindigkeit v und dem Anstellwinkel α sowie die Wechselwirkung zwischen der Spaltbreite s und α in Abbildung 7-8 (auf S. 110) erklären.

Der quadratische Zusammenhang zwischen der Zugfestigkeit R_m und dem Anstellwinkel α (Abbildung 7-7 auf S. 108) ist darauf zurückzuführen, dass α sich sowohl auf die Nahttemperatur (Abbildung 7-2 auf S. 99) als auch auf die Nahtgeometrie in Form des Nahteinfalls (entspricht Et) auswirkt. Wenn die Nahttemperatur bereits ausreichend hoch ist, d. h. $T_S > T_{Grenz}$, was bei FSK_3 unabhängig von α aufgrund der hohen Drehzahl n gegeben ist (Abbildung 7-2 auf S. 99), dann muss α nur zur Erfüllung der Randbedingung RB 2 (Abschnitt 6.4.1) beitragen. Wird berücksichtigt, dass aufgrund der Maschinennachgiebigkeit die tatsächliche Eintauchtiefe abhängig von der Axialkraft um bis zu 0,15 mm geringer sein kann als die nach Gleichung (2-1) berechnete Eintauchtiefe (vgl. Abschnitt 6.4.3), dann ist RB 2 im Fall $s = 0{,}8$ mm gemäß Gleichung (6-10) für $\alpha = 2{,}9°$ erfüllt. Eine Steigerung von α über diesen Wert hinaus führt zu einem unnötig großen Nahteinfall, der einen Rückgang der Zugfestigkeit verursacht. Ferner nimmt die Nahttemperatur mit α weiter zu und

nähert sich der Obergrenze des optimalen Temperaturbereichs an, was sich, wie oben beschrieben, ebenfalls negativ auf R_m auswirkt. Auf niedrigerem Temperaturniveau (FSK_1 in Abbildung 7-2 auf S. 99) hingegen hat neben dem Beitrag zur Erfüllung von RB 2 auch die Temperaturerhöhung durch den Anstellwinkel α einen positiven Einfluss auf die Zugfestigkeit R_m, da die Temperatur T_S bis etwa $\alpha = 3{,}4°$ unterhalb der Grenztemperatur $T_{Grenz} = 483$ °C liegt. Daher steigt R_m im Fall FSK_1 (Abbildung 7-7 auf S. 108) auch für $\alpha > 2{,}9°$, womit RB 2 bereits erfüllt ist, bis $\alpha = 3{,}4°$ noch weiter an. Mit Erreichen des optimalen Temperaturbereichs ist eine weitere Erhöhung des Anstellwinkels ($\alpha > 3{,}4°$) wiederum schädlich für die Zugfestigkeit, da einerseits die Temperatur zu hoch wird und andererseits für $\alpha > 3{,}8°$ der maximal zulässige Anstellwinkel α_{max} gemäß Gleichung (6-12) überschritten und damit der Nahteinfall zu groß wird. Somit ist der Effekt des Anstellwinkels auf die Zugfestigkeit in hohem Maße von der vorherrschenden Temperatur in der Schweißnaht abhängig, worin die Begründung für die unterschiedlichen Maxima von R_m in Abbildung 7-7 liegt.

Temperatur in der Schweißunterlage T_U

Die Nahtqualität korreliert auch mit der Temperatur in der Schweißunterlage T_U (Abbildung 12-8 auf S. 190 im Anhang). Grundsätzlich ist analog zu T_S eine Abnahme der Porenfläche A_{Poren} und eine Zunahme der Zugfestigkeit R_m mit steigender Temperatur T_U zu erkennen. Im Gegensatz zu T_S lässt sich allerdings keine eindeutige Grenztemperatur zur Unterscheidung von Schweißnähten mit und ohne Poren festlegen, da T_U im Fernfeld erfasst wird (Abschnitte 3.3.2 und 5.3.3). T_U wird somit neben dem Fügeprozess zusätzlich durch die Wärmeleitfähigkeit der Werkstoffe des Werkstücks und des Temperaturmesskopfs (TMK) sowie durch den Wärmeübergangswiderstand zwischen dem Werkstück und dem TMK beeinflusst. Aufgrund dieser Einflussfaktoren hat die Temperatur in der Schweißunterlage T_U mit Blick auf die resultierende Nahtqualität nur eine eingeschränkte Aussagekraft.

7.4.2.2 Einfluss der Axialkraft

Neben dem Temperaturabfall begünstigt auch die mit steigender Spaltbreite s sinkende Axialkraft F_a (Abbildung 7-4 auf S. 103) die Porenbildung in der Naht, da die Verdichtung durch das Werkzeug abnimmt und RB 2 (auf S. 80) schließlich nicht mehr erfüllt wird. Analog zu Abbildung 7-12 sind in Abbildung 7-13 die Porenfläche A_{Poren} und die Zugfestigkeit R_m in Abhängigkeit der Axialkraft F_a dargestellt.

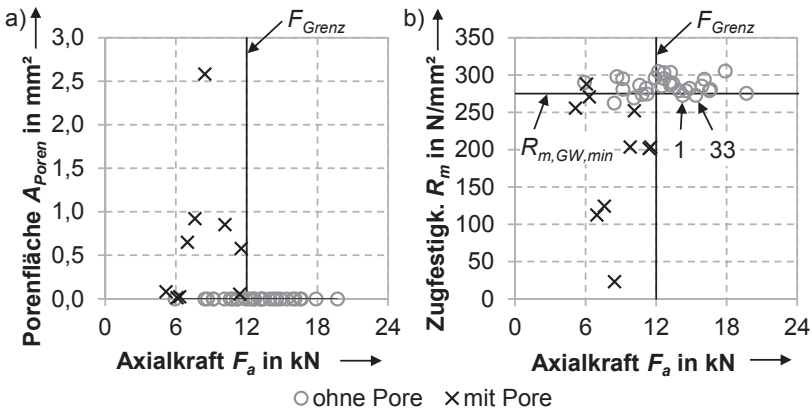


Abbildung 7-13: a) Porenfläche A_{Poren} und b) Zugfestigkeit R_m in Abhängigkeit der Axialkraft F_a; Querschliff A bzw. Zugprobe II (Abbildung 5-5 auf S. 70); Messverfahren gemäß Abschnitt 5.6; Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Daraus geht hervor, dass oberhalb der Grenzkraft F_{Grenz}, die in diesem Fall 12 kN beträgt, fehlerfreie Nähte ohne Poren erzielt werden und mit Ausnahme der Versuche Nr. 1 und Nr. 33 die Mindestzugfestigkeit $R_{m,GW,min} = 275$ N/mm² von allen Schweißnähte überschritten wird. Kriterium 1 aus Abschnitt 6.3 wird folglich ausnahmslos und Kriterium 2 größtenteils erfüllt, wenn $F_a > F_{Grenz}$ gilt. Bei Versuch Nr. 1 hat möglicherweise die sehr hohe Temperatur T_S, die bei $0{,}93 \cdot T_{Solidus}$ lag, gemäß den Ausführungen in Abschnitt 7.4.2.1 zu der etwas geringeren Zugfestigkeit von $R_m = 273$ N/mm² geführt. Hingegen überschritt bei Versuch Nr. 33 die gemessene Eintauchtiefe die nach Gleichung (6-11) maximal zulässige Eintauchtiefe Et_{max}, sodass die Mindestzugfestigkeit des Grundwerkstoffs $R_{m,GW,min}$ nicht erreicht wurde.

Poren treten ausnahmslos unterhalb der Grenzkraft F_{Grenz} auf, wobei im Bereich $F_a < F_{Grenz}$ auch porenfreie Schweißnähte mit $R_m > R_{m,GW,min}$ zu finden sind (Abbildung 7-13), wenn gleichzeitig die Temperatur T_S oberhalb der Grenztemperatur T_{Grenz} liegt (Abbildung 7-14). Im Gegensatz zur Grenztemperatur T_{Grenz}, die ausschließlich von der Solidustemperatur $T_{Solidus}$ des Werkstoffs abhängt und damit prozessunabhängig ist, wird die Grenzkraft F_{Grenz} auch durch die Blechdicke h sowie durch den Schulter- und den Pindurchmesser d_S bzw. d_P beeinflusst.

Unter Berücksichtigung des oberen Vertrauensbereichs sinkt die Axialkraft F_a gemäß dem Regressionsmodell in Abschnitt 7.3.2.3 im Fall FSK_1 bei einer Spaltbreite s von etwa 0,3 mm unter die Grenzkraft von 12 kN (Abbildung 7-4 auf S. 103). Bei dieser Spaltbreite fällt auch die Temperatur T_S unter die Grenztemperatur von 483 °C (FSK_1 in Abbildung 7-2 auf S. 99). Für die tolerierbare Spaltbreite s_t sind demnach beide Grenzwerte von Bedeutung, woraus auch die enge Kopplung zwischen der Prozesskraft und der -temperatur ersichtlich wird (Abbildung 7-14). In Abbildung 7-14 sind die Ergebnisse der Versuchsreihe VR2 (Tabelle 12-6 im Anhang auf S. 187 f.) in Abhängigkeit der Axialkraft F_a und der Temperatur in der Werkzeugschulter T_S dargestellt. Dabei wurde die Nahtqualität entsprechend den Kriterien 1 (Mindestzugfestigkeit $R_{m,GW,min}$) und 2 (Porenfläche A_{Poren}), welche die tolerierbare Spaltbreite s_t definieren (Abschnitt 6.3), kategorisiert. Durch die Grenzwerte T_{Grenz} und F_{Grenz} ergeben sich vier Quadranten (Q1 bis Q4), denen die Schweißergebnisse abhängig von der Nahtqualität zugeordnet werden können.

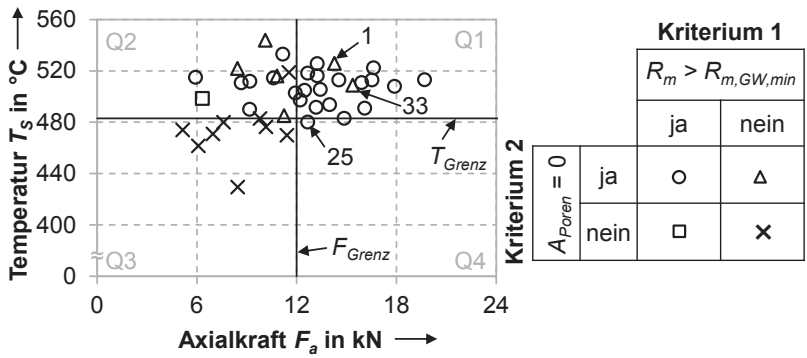


Abbildung 7-14: Einteilung der Schweißnahtqualität der Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72) nach den Kriterien 1 und 2 (Abschnitt 6.3) in Abhängigkeit der Axialkraft F_a und der Temperatur in der Werkzeugschulter T_S; Ausnahmen sind durch die entsprechende Versuchsnummer gekennzeichnet

Von einzelnen Ausnahmen (Versuche Nr. 1 und 33) abgesehen, werden bei Überschreitung beider Grenzwerte (Q1 in Abbildung 7-14) die Kriterien 1 und 2 erfüllt (Symbol: ○), sodass unabhängig vom Fügespalt eine ausreichende Nahtqualität gegeben ist. Hingegen wird keines der beiden Qualitätskriterien erreicht (Symbol: ×), wenn sowohl die Axialkraft als auch die Nahttemperatur unterhalb des jeweiligen

Grenzwertes liegen (Q3). Für den Fall, dass T_{Grenz} über- und F_{Grenz} unterschritten wird (Q2), treten hinsichtlich der Nahtqualität alle vier Kombinationsmöglichkeiten aus den Kriterien 1 und 2 auf. Dies deutet auf eine geringere Prozessrobustheit hin. Folglich sollten die Prozessparameter derart gewählt werden, dass neben der Grenztemperatur T_{Grenz} auch die Grenzkraft F_{Grenz} erreicht bzw. überschritten wird. Im Fall $F_a > F_{Grenz}$ gilt aufgrund der Prozesswechselwirkungen zwischen der Axialkraft und der Temperatur (vgl. Abschnitt 3.3.1 und Gleichung (3-5)) zwangsläufig auch $T_S > T_{Grenz}$, sodass dem Quadranten Q4 in Abbildung 7-14 – mit Ausnahme des Versuchs Nr. 25, bei dem T_S mit 480 °C, wenn auch nur geringfügig, unterhalb der Grenztemperatur liegt – kein Schweißversuch zuzuordnen ist.

Zusammenfassend lässt sich Folgendes festhalten: Um trotz eines Fügespalts eine Schweißnahtqualität zu erzielen, die beiden Kriterien aus Abschnitt 6.3 genügt, sollten idealerweise sowohl die Temperatur T_S als auch die Axialkraft F_a den jeweiligen Grenzwert von 483 °C bzw. 12 kN übersteigen. Zur Beeinflussung von T_S und F_a eignen sich insbesondere die Drehzahl und die Vorschubgeschwindigkeit gemäß Abschnitt 7.3.2.1 bzw. der Anstellwinkel gemäß Abschnitt 7.3.2.3. Kann eine ausreichend hohe Axialkraft, die zugleich $T_S > T_{Grenz}$ bewirkt (Abbildung 7-14), nicht sichergestellt werden, da beispielsweise die Größe des Anstellwinkels α nach Gleichung (6-12) begrenzt ist, dann sollte zumindest T_{Grenz} erreicht werden, damit der Werkstoff soweit entfestigt wird, dass ein hinreichender Werkstofftransport (RB 1 in Abschnitt 6.4.1) grundsätzlich möglich ist.

7.4.2.3 Einfluss des Drehmoments

Im Gegensatz zu den Prozessantworten Temperatur T_S und Axialkraft F_a ist allein zwischen dem Drehmoment M und der Nahtqualität kein eindeutiger Zusammenhang zu erkennen (Abbildung 7-15). So lässt sich kein mit T_{Grenz} bzw. F_{Grenz} vergleichbares Grenzdrehmoment M_{Grenz} festlegen, wonach die Schweißnähte gemäß den Kriterien 1 und 2 (Abschnitt 6.3) in Bereiche mit hoher und geringer Qualität unterteilt werden könnten, da im gesamten gemessenen Drehmomentspektrum Schweißnähte sowohl mit als auch ohne Poren vorzufinden sind. Als eine Begründung hierfür kann die geringe Abhängigkeit des Drehmoments von der Spaltbreite gesehen werden (Abbildung 7-6 auf S. 106). Dies ist wiederum, wie in Abschnitt 7.3.2.4 bereits beschrieben, auf die unterschiedliche Wirkung der Temperatur und der Axialkraft auf die Kontaktschubspannung τ_{WWK} zurückzuführen.

Aus Abbildung 7-15b geht hervor, dass die Zugfestigkeit R_m von porenfreien Schweißnähten mit zunehmendem Drehmoment geringfügig ansteigt. Ein ver-

gleichbarer Zusammenhang kann auch aus dem Regressionsmodell für das Drehmoment (Abbildung 7-6 auf S. 106) abgeleitet werden, wenn berücksichtigt wird, dass eine große Spaltbreite grundsätzlich mit einer geringen Zugfestigkeit korreliert (Abbildung 7-8 auf S. 110). Bei den Schweißnähten mit Poren hingegen geht ein höheres Drehmoment M mit einer größeren Porenfläche A_{Poren} bzw. einer kleineren Zugfestigkeit R_m einher, wobei das höhere Drehmoment mit der niedrigeren Temperatur bei großer Porenfläche (Abschnitt 7.4.2.1) in Korrelation steht. Der von YAN ET AL. (2005) beobachtete inverse Zusammenhang zwischen R_m und M wird demnach nur für den Fall mit Poren bestätigt. Eine Beurteilung der Nahtqualität anhand von R_m und A_{Poren} allein auf Basis des Drehmoments M ist somit nicht möglich.

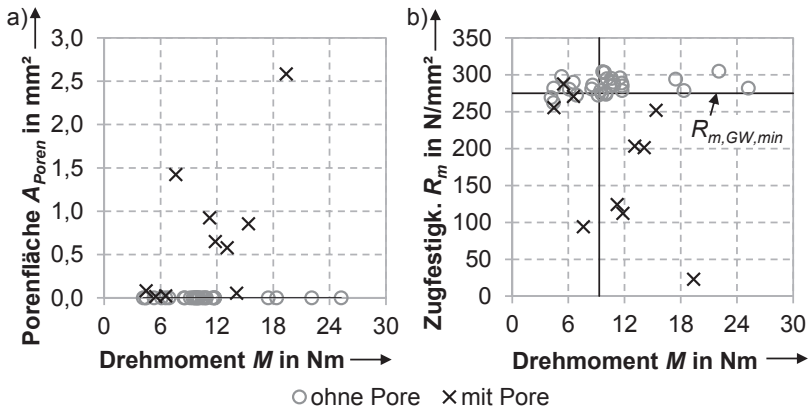


Abbildung 7-15: a) Porenfläche A_{Poren} und b) Zugfestigkeit R_m in Abhängigkeit des Drehmoments M; Querschliff A bzw. Zugprobe II (Abbildung 5-5 auf S. 70); Messverfahren gemäß Abschnitt 5.6; Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Werden dagegen auch die Grenzwerte für die Temperatur T_{Grenz} und die Axialkraft F_{Grenz} in die Betrachtung des Einflusses des Drehmoments auf A_{Poren} und R_m mit einbezogen, so lässt sich ein Grenzdrehmoment M_{Grenz} von etwa 9,3 Nm festlegen, oberhalb dessen alle Schweißnähte ungeachtet der Spaltbreite s die Kriterien 1 und 2 (Abschnitt 6.3) erfüllen. Dieser Sachverhalt wird in Abbildung 7-16 verdeutlicht, in der die Schweißnahtqualität – kategorisiert nach den Kriterien 1 und 2 – in Abhängigkeit der Gesamtheit der Prozessantworten (T_S, F_a und M) aufgetragen ist. Die Abbildung 7-16 ist dabei eine um das Drehmoment erweiterte Darstellung der Zusammenhänge aus Abbildung 7-14. In dem Oktanten, in dem jede der Prozessant-

worten über ihrem jeweiligen Grenzwert liegt, erfüllen alle Schweißnähte beide Qualitätskriterien. Die Versuche Nr. 1 und 33, die in Abbildung 7-14 als Ausnahmen gekennzeichnet sind, stellen bei Berücksichtigung des Grenzdrehmoments keine Ausnahmen mehr dar. In Verbindung mit der Axialkraft und der Temperatur liefert folglich auch das Drehmoment einen Beitrag zur Beurteilbarkeit der Nahtqualität. Da allerdings das Drehmoment M neben der temperaturabhängigen Fließspannung des Werkstoffs auch von der Werkzeuggeometrie abhängig ist (Abschnitt 3.4.2), muss das Grenzdrehmoment M_{Grenz} analog zur Grenzkraft F_{Grenz} – im Gegensatz zur Grenztemperatur T_{Grenz} – Schweißaufgaben-spezifisch ermittelt werden.

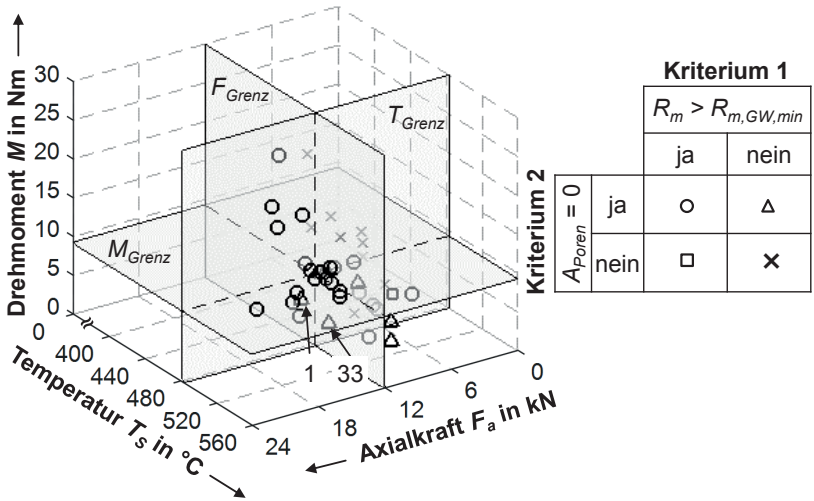


Abbildung 7-16: Einteilung der Schweißnahtqualität der Versuchsreihe VR2 nach den Kriterien 1 und 2 (Abschnitt 6.3) in Abhängigkeit der Axialkraft F_a, der Temperatur in der Werkzeugschulter T_S und des Drehmoments M; halbtransparente Ebenen kennzeichnen die Grenzwerte M_{Grenz}, F_{Grenz} und T_{Grenz}

7.4.3 Fazit

Für die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S und die Axialkraft F_a lässt sich jeweils ein Grenzwert festlegen, oberhalb dessen die überwiegende Mehrheit der Schweißnähte die Qualitätskriterien 1 und 2 (Abschnitt 6.3) trotz eines vorhandenen Fügespalts und unabhängig von den Prozessparametern erfüllt. Damit kann die

Nahtqualität durch Beobachtung der Prozessantworten bereits während des Fügeprozesses beurteilt werden. Auf ein Absinken der Prozessantworten unter den jeweiligen Grenzwert, beispielsweise aufgrund des Fügespalts, wodurch die Gefahr eines Abfalls der Zugfestigkeit ansteigt, kann durch entsprechende Anpassung der Prozessparameter gemäß den Regressionsmodellen online reagiert werden (Hypothese 1 in Abschnitt 4.1). Um von den Prozessantworten jedoch eindeutig auf die Nahtqualität rückschließen zu können, sind die Grenzwerte von T_S und F_a gleichzeitig einzuhalten. Zusätzlich ist der Grenzwert des Drehmoments M zu berücksichtigen, das bei isolierter Betrachtung allerdings keine Beurteilung der Nahtqualität zulässt. Hypothese 2 (Abschnitt 4.1) ist demnach nur eingeschränkt richtig, da das Drehmoment alleine als Indikator für die Nahtqualität nicht ausreichend ist, sondern eine Einbeziehung der Prozessantworten Temperatur und Axialkraft notwendig ist.

Es ist davon auszugehen, dass die durch die Regressionsmodelle beschriebenen Zusammenhänge in qualitativer Hinsicht auf andere (naturharte) Al-Legierungen und Blechdicken übertragbar sind, da sowohl die Effekte als auch die Wechselwirkungen zwischen den Prozessantworten auf physikalischen Prinzipien und Grundlagen beruhen (Abschnitte 3.3.1 und 3.3.2), die nicht von der spezifischen Schweißaufgabe abhängen. Hingegen ist ein Einfluss der Schweißaufgabe auf die absolute Höhe der Prozessantworten und deren Grenzwerte zu erwarten, sodass für eine quantitative Übertragbarkeit der Regressionsmodelle auf andere Legierungen und Blechdicken diese beiden Einflussfaktoren zusätzlich zu berücksichtigen sind. Da mit der Erfassung ihrer Wirkung ein deutlicher experimenteller Mehraufwand verbunden ist, ist eine empirische Modellbildung mittels Regressionsanalyse jedoch nicht zweckmäßig. Zudem lassen sich mit dieser Methode die den FSW-Prozess charakterisierenden Wechselwirkungen zwischen den Prozessantworten nicht beschreiben. Hierfür müssten die Prozessantworten als von einander unabhängige Faktoren betrachtet werden können, was aber nicht der Fall ist. Daher wird in Kapitel 8 ein analytischer Ansatz zur Modellierung der Prozessantworten und deren Abhängigkeiten untereinander verfolgt.

7.5 Zusammenfassung

Kapitel 7 beinhaltet die empirische Prozessmodellierung mithilfe der statistischen Versuchsplanung. Um die Einschränkungen hinsichtlich der umsetzbaren Kombinationen aus Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit, den beiden wichtigsten Einflussfaktoren, zu berücksichtigen, wurde ein D-optimaler Versuchsplan gewählt. Als weitere Prozessparameter wurden der Anstellwinkel und der seitliche Achsver-

satz sowie die Spaltbreite als Störgröße variiert. Jede Zielgröße – neben der Zugfestigkeit der Schweißnähte sind dies auch die Prozessantworten, d. h. das Drehmoment, die Axialkraft sowie die Temperatur in der Werkzeugschulter und in der Schweißunterlage – wurde durch ein separates Regressionsmodell beschrieben. Dabei zeigt das Drehmoment im Vergleich zur Temperatur und zur Axialkraft die geringste Sensitivität gegenüber dem Fügespalt. Dennoch existiert bei gleichzeitiger Betrachtung aller Prozessantworten für jede einzelne Prozessantwort – auch für das Drehmoment – ein Grenzwert, der eine Beurteilung der Nahtqualität entsprechend den beiden Kriterien Zugfestigkeit und Nahtgefüge (Abschnitt 6.3) ermöglicht. Ein funktionaler Zusammenhang zwischen der Zugfestigkeit und den Prozessantworten kann mithilfe der Regressionsanalyse allerdings nicht aufgestellt werden, da die Prozessantworten voneinander nicht unabhängig sind. Die Bewertung der Modellgüte anhand von Zusatzversuchen, die im ursprünglichen Versuchsplan zunächst nicht enthalten waren, ergab, dass die gemessenen Zielgrößen mithilfe der Regressionsmodelle hinreichend genau prognostiziert werden können. Bei der Zugfestigkeit und der Temperatur in der Werkzeugschulter können jedoch vereinzelt Abweichungen zwischen den berechneten Modell- und den Messwerten auftreten, da die Erfassung dieser beiden Zielgrößen mit einem höheren Potential für Messfehler verbunden ist.

8 Teilanalytisches Prozessmodell

8.1 Allgemeines

Im vorliegenden Kapitel wird für den FSW-Prozess ein teilanalytischer Zusammenhang zwischen den Prozessantworten Drehmoment, Axialkraft und Temperatur entwickelt. Dabei wird das Drehmoment für den stationären Zustand als Funktion der Axialkraft und der Temperatur sowie der Legierung und der Werkzeuggeometrie unter Berücksichtigung des Fügespalts ausgedrückt. Von den drei Prozessantworten ist das Drehmoment als Ausgangspunkt für die Modellierung am besten geeignet, da es sich aus der Rotation des Werkzeugs und dessen Interaktion mit dem Werkstück direkt ableiten lässt. Im Gegensatz dazu ist die Axialkraft von der Steifigkeit der Anlagen- und der Spanntechnik abhängig bzw. sie ist als Prozessparameter im kraftgeregelten Modus bereits vorgegeben. Da die Temperatur eine verteilte Feldgröße ist und daher nur mithilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet werden kann, ist sie als Zielgröße bei der Modellbildung ebenfalls ungeeignet.

Zunächst werden in Abschnitt 8.2 die getroffenen Modellannahmen erläutert. Anschließend wird, basierend auf dem Ansatz von *Gleiten* und *Haften* sowie dem Materialgesetz von *Sellars-Tegart* (Abschnitt 3.4.2), eine einfache teilanalytische Formulierung für das Drehmoment entwickelt (Abschnitt 8.3). Diese soll aufgrund kurzer Berechnungszeiten auch für den Einsatz in einer Prozessregelung geeignet sein. Abschnitt 8.4 befasst sich mit der Verifizierung des teilanalytischen Modells auf der Grundlage der experimentellen Daten aus Kapitel 7. In diesem Zusammenhang wird auch aufgezeigt, dass die Größe des Haftmaßes u. a. von der Pingeometrie abhängt. Schließlich wird in Abschnitt 8.5 die Übertragbarkeit des Modells auf eine andere Legierung und eine andere Blechdicke überprüft.

8.2 Modellannahmen

Der teilanalytischen Formulierung des Drehmoments in Abschnitt 8.3 liegen nachfolgende Annahmen und Vereinfachungen zugrunde (ROTH ET AL. 2014B):

A1 Der Werkzeugpin sei zylindrisch und nicht profiliert. Das typischerweise vorhandene Gewinde und die Abflachungen werden also nicht berücksichtigt. Die Werkzeugschulter sei flach und ebenfalls nicht profiliert (Abbildung 3-3 auf S. 43).

A2 Im Werkzeug-Werkstück-Kontakt (WWK) und in der angrenzenden Scherschicht (Abbildung 3-7a auf S. 53) liege eine einheitliche Temperatur vor. Diese stelle die maximale Nahttemperatur dar und könne durch die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S approximiert werden.

A3 Die Axialkraft F_a führe zu einer einheitlichen Druckspannung p im WWK. Da der Werkstoff bei den für das FSW typischen Temperaturen nahe der Solidustemperatur ein viskoplastisches Verhalten aufweist (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 198), wird p als eine hydrostatische Druckspannung betrachtet, sodass auf die Teilflächen A_S, A_{PM} und A_{PS} im WWK (Abbildung 3-3 auf S. 43) die gleiche Druckspannung p wirke.

A4 Der Reibungskoeffizient μ sei konstant und im gesamten WWK einheitlich.

A5 Das Haftmaß δ_H sei konstant und im gesamten WWK einheitlich.

A6 Es liege ausschließlich ein um das Werkzeug in der x-y-Ebene rotierender Werkstofffluss vor. Der Werkstofffluss in z-Richtung, der durch die Förderwirkung des Pingewindes verursacht wird, wird vernachlässigt.

A7 Die Scherschichtbreite b_{SL} sei konstant.

A8 Die Geschwindigkeit des rotierenden Werkstoffs nehme über die Scherschichtbreite b_{SL} linear ab (Abbildung 3-7 auf S. 53).

Diese Annahmen stellen zum Teil eine deutliche Vereinfachung der Realität dar. Sie sind jedoch notwendig, damit die mathematische Formulierung des Drehmoments ohne meist zeitintensive numerische Berechnungsverfahren, wie z. B. die Finite-Elemente-Methode, lösbar ist. Auf die hier beschriebene Weise kann die Echtzeitfähigkeit erreicht werden, die für eine Anwendung des Modells in einer Prozessregelung notwendig ist.

8.3 Modellierung des Drehmoments

Das am Werkzeug anliegende Drehmoment M setzt sich aus den Drehmomentanteilen der Schulter M_S, der Pin-Mantelfläche M_{PM} und der Pin-Stirnfläche M_{PS} (Gleichungen (3-14) bis (3-16)) zusammen. Zur Beschreibung der Kontaktschubspannung τ_{WWK} wurde der Ansatz von *Gleiten* und *Haften* im WWK von SCHMIDT ET AL. (2004) gemäß Gleichung (3-22) verwendet. Als Formulierung für die Fließspannung k_f diente das Materialgesetz von SELLARS & TEGART (1972) nach Gleichung (3-27), das auf dem *Zener-Hollomon*-Parameter Z (Gleichung (3-28)) beruht. Hierbei wird die Dehnung ε im Vergleich zum Materialgesetz nach *Johnson-Cook*

(Gleichung (3-29)) nicht berücksichtigt. Die Anwendung des *Sellars-Tegart*-Gesetzes (SELLARS & TEGART 1972) auf den FSW-Prozess ist dennoch gerechtfertigt, da die prozesstypischen, hohen Temperaturen von 80 % bis 90 % der Solidustemperatur zu einem viskoplastischen Materialverhalten führen. Dieses ist dadurch gekennzeichnet, dass die Verfestigung des Werkstoffs aufgrund der großen plastischen Deformation durch dynamische Erholungs- bzw. Rekristallisationsvorgänge kompensiert wird und somit vernachlässigbar ist (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 198 und 212). Zudem belegen auch empirisch ermittelte Fließkurven der betrachteten Legierung EN AW-5083, dass die Fließspannung k_f bereits bei einer Temperatur von 480 °C von der Dehnung ε bzw. vom Umformgrad φ nahezu unabhängig ist (DOEGE ET AL. 1986, S. 204). Mit den Annahmen A7 und A8 aus Abschnitt 8.2 kann die Dehnrate $\dot{\varepsilon}$ in der Scherschicht mithilfe des Ansatzes von LOHWASSER & CHEN (2010, S. 288) gemäß Gleichung (3-31) berechnet werden. Dadurch wird die Drehzahl n in Form der Winkelgeschwindigkeit ω des Werkzeugs in die Formulierung für das Drehmoment integriert. Gilt zusätzlich Annahme A2, so lässt sich die Fließspannung k_f mit den Gleichungen (3-27) und (3-28) wie folgt ausdrücken:

$$k_f = \frac{1}{\alpha_W} \ln \left\{ \left(\frac{\dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q_W}{R\,T_S}\right)}{A_W} \right)^{\frac{1}{m}} + \sqrt{\left(\frac{\dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q_W}{R\,T_S}\right)}{A_W} \right)^{\frac{2}{m}} + 1} \right\} \tag{8-1}$$

mit: $\dot{\varepsilon} = \frac{1}{2} \frac{\delta_H\, \omega\, r}{b_{SL}}$

Unter Berücksichtigung der vom Radius r abhängigen Fließspannung k_f (Gleichung (8-1)) im WWK an der Schulterfläche A_S und an der Pinspitze A_{PS} (Abbildung 3-3 auf S. 43) können die Integrale aus den Gleichungen (3-14) und (3-15), welche die Drehmomentanteile M_S und M_{PS} beschreiben, nur zum Teil aufgelöst werden. Mit den Annahmen A4 und A5 gilt:

$$M_S = 2\,\pi \int_{r_P}^{r_S} r^2 \left(\delta_H \frac{k_f}{\sqrt{3}} + (1-\delta_H)\,\mu\, \frac{F_a}{\pi\, r_S^2} \right) dr \tag{8-2}$$

$$M_{PS} = 2\,\pi \int_{0}^{r_P} r^2 \left(\delta_H \frac{k_f}{\sqrt{3}} + (1-\delta_H)\,\mu\, \frac{F_a}{\pi\, r_S^2} \right) dr \tag{8-3}$$

An der Pin-Mantelfläche A_{PM} hingegen ist die Fließspannung k_f bei zylindrischer Pinform (Annahme A1) nach Gleichung (8-1) mit $r = r_P$ konstant. Für den Drehmomentanteil M_{PM} gilt mit den Annahmen A3 bis A5:

$$M_{PM} = 2\,\pi\, r_P^2\, l_P \left(\delta_H\, \frac{k_f}{\sqrt{3}} + (1 - \delta_H)\, \mu\, \frac{F_a}{\pi\, r_S^2} \right) \tag{8-4}$$

Für das Integral in Gleichung (8-2) bzw. (8-3) lässt sich analytisch keine Stammfunktion finden, sodass zur Berechnung von M_S und M_{PS} numerische Integrationsmethoden erforderlich sind, wie sie von *MATLAB* beispielsweise mit der Funktion *integral* bereitgestellt werden. Um dennoch eine analytische Lösung zu erhalten und gleichzeitig das mithilfe der *integral*-Funktion erzielte Berechnungsergebnis auf Plausibilität zu prüfen, wurde das Integral aus Gleichung (8-2) bzw. (8-3) durch eine Summation diskreter Teilflächen approximiert. Dazu wurden die Schulterfläche A_S und die Pin-Stirnfläche A_{PS} in insgesamt k konzentrische Kreisringe unterteilt (Abbildung 8-1).

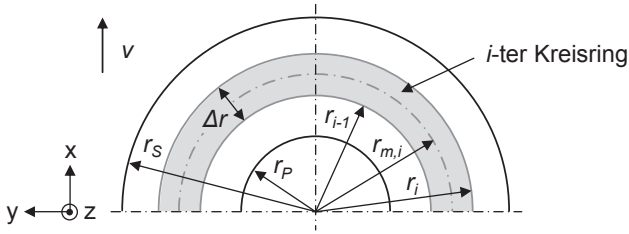


Abbildung 8-1: Unterteilung der Schulterfläche und der Pin-Stirnfläche in k Kreisringe der Breite Δr; exemplarische Darstellung des i-ten Kreisrings; Annahme: Dehnrate $\dot{\varepsilon}_i$ ist konstant – schematisch

Innerhalb eines Kreisrings der Breite $\Delta r = r_S/k = r_i - r_{i-1}$ wurde die Dehnrate $\dot{\varepsilon}_i$ und damit auch die Fließspannung $k_{f,i}$ als konstant betrachtet. Zur Berechnung von $k_{f,i}$ gemäß Gleichung (8-1) wurde der mittlere Radius $r_{m,i} = (r_{i-1} + r_i)/2$ verwendet. Somit kann das Integral analog zu Gleichung (3-14) bzw. (3-15) aufgelöst und für jeden Kreisring der entsprechende Drehmomentanteil $M_{KR,i}$ berechnet werden. Das aus der Schulterfläche A_S und der Pin-Stirnfläche A_{PS} insgesamt resultierende Drehmoment $M_{S,PS}$ wurde durch die Summe der einzelnen Drehmomentanteile $M_{KR,i}$ gemäß Gleichung (8-5) approximiert. Es gilt:

$$M_{S,PS} = \sum_{i=1}^{k} M_{KR,i} = \frac{2\,\pi}{3} \sum_{i=1}^{k} \left[(r_i^3 - r_{i-1}^3) \left(\delta_H \, \frac{k_{f,i}}{\sqrt{3}} + (1 - \delta_H)\, \mu \, \frac{F_a}{\pi\, r_S^2} \right) \right] \qquad (8\text{-}5)$$

mit: $r_0 = 0$, $r_{i=k} = r_S$ und $k_{f,i}$ analog Gleichung (8-1) mit $\dot{\varepsilon}_i = \frac{1}{2} \frac{\delta_H\, \omega\, r_{m,i}}{b_{SL}}$

Eine Unterteilung der Schulterfläche und der Pin-Stirnfläche in insgesamt $k = 8$ Kreisringe ist bereits ausreichend, um die mithilfe der *integral*-Funktion von *MATLAB* berechneten Ergebnisse mit einem relativen Fehler von weniger als 0,1 % anzunähern. Dabei ist die benötigte Rechenzeit um drei Zehnerpotenzen kleiner, was insbesondere mit Blick auf eine mögliche Anwendung des entwickelten Modells in einer Prozessregelung vorteilhaft ist.

Berücksichtigung des Fügespalts

Durch einen Fügespalt wird die Kontaktfläche A_{WWK} zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück verringert. Es wurde angenommen, dass der Fügespalt in der in Schweißrichtung hinteren Werkzeughälfte geschlossen ist und sich daher ausschließlich in der vorderen Werkzeughälfte auswirkt (Abbildung 8-2).

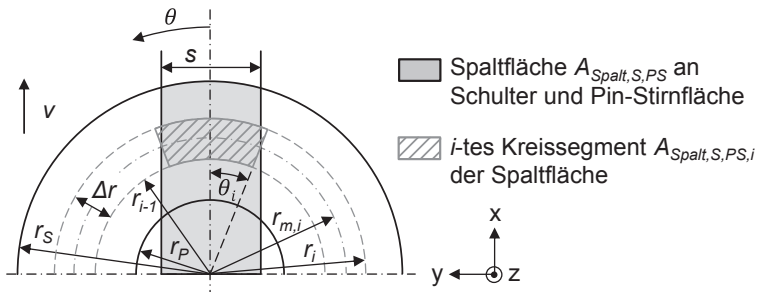


Abbildung 8-2: Berücksichtigung der Spaltfläche $A_{Spalt,S,PS}$ an der Schulter und der Pin-Stirnfläche; Unterteilung der Spaltfläche in k Kreissegmente $A_{Spalt,S,PS,i}$ der Breite Δr analog zu Abbildung 8-1 – schematisch und von den Proportionen stark übertrieben bzgl. der Spaltgröße

Aufgrund der reduzierten Wirkfläche an der Schulter und an der Pin-Stirnfläche verändert sich gemäß Gleichung (3-19) die Druckspannung p unterhalb des Werkzeugs und somit auch die Reibschubspannung τ_{Reib}. Da die Spaltbreite s deutlich kleiner ist als der Schulterradius r_S, kann die Spaltfläche $A_{Spalt,S,PS}$, um welche die Wirkfläche der Axialkraft F_a verringert wird, vereinfachend als Produkt aus r_S und s

berechnet werden. Damit ergibt sich die Druckspannung p in Abhängigkeit der Spaltbreite s gemäß Gleichung (8-6). Es gilt:

$$p(s) = \frac{F_a}{r_S^2\,\pi - r_S\,s} \tag{8-6}$$

Neben der Wirkfläche der Axialkraft F_a ändert sich jedoch auch die Axialkraft selbst mit der Spaltbreite s (Abbildung 7-4 auf S. 103). Daher kann anhand von Gleichung (8-6) nicht vorhergesagt werden, wie die Druckspannung p durch s beeinflusst wird. Hierfür ist die Messung der Axialkraft erforderlich. Zur Berechnung des Drehmoments $M(s)$ in Abhängigkeit der Spaltbreite s wurde als Ansatz das Superpositionsprinzip verwendet. Dazu wurde zunächst das Drehmoment $M(A_{WWK}, p(s))$ für die gesamte Fläche A_{WWK} gemäß den Gleichungen (8-4) und (8-5) unter Verwendung der Druckspannung $p(s)$ nach Gleichung (8-6) berechnet. Hiervon wurde anschließend das aufgrund der Spaltfläche A_{Spalt} fehlende Drehmoment $M_{Spalt}(s)$ subtrahiert. Damit gilt:

$$M(s) = M(A_{WWK}, p(s)) - M_{Spalt}(s) \tag{8-7}$$

mit: $M_{Spalt}(s) = M_{Spalt,S,PS}(s) + M_{Spalt,PM}(s)$

Der fehlende Drehmomentanteil $M_{Spalt}(s)$ setzt sich wiederum aus den Anteilen der Schulterfläche und der Pin-Stirnfläche $M_{Spalt,S,PS}(s)$ sowie der Pin-Mantelfläche $M_{Spalt,PM}(s)$ zusammen. Der fehlende Drehmomentanteil $M_{Spalt,S,PS}(s)$ berechnet sich durch Integration über die entsprechende Spaltfläche $A_{Spalt,S,PS}$ (Abbildung 8-2) gemäß Gleichung (8-8). Hierbei ist zu beachten, dass für $r > s/2$ die Integrationsgrenzen in Umfangsrichtung vom Radius r abhängig sind. Es gilt:

$$M_{Spalt,S,PS}(s) = \int_0^{s/2}\int_0^{\pi} r^2\,\tau_{WWK}(s)\,d\theta dr + \int_{s/2}^{r_S}\int_{-\theta(r)}^{\theta(r)} r^2\,\tau_{WWK}(s)\,d\theta dr \tag{8-8}$$

mit: $\theta(r) = \arcsin\left(\frac{s}{2\,r}\right)$, $\tau_{WWK}(s) = \delta_H\,\frac{k_f}{\sqrt{3}} + (1-\delta_H)\,\mu\,\frac{F_a}{\pi\,r_S^2 - r_S\,s}$

Aus mathematischer Sicht muss für die Spaltbreite $s \leq 2\,r_S$ gelten. In der Praxis ist sogar eine Beschränkung der Spaltbreite auf $s \leq 2\,r_P$ erforderlich, damit vom Pin noch beide Fügepartner erfasst werden können. Da für den Ausdruck in Gleichung (8-8) ebenfalls keine analytische Stammfunktion existiert, wurde $M_{Spalt,S,PS}(s)$ analog zu Gleichung (8-5) durch Summation der jeweiligen Drehmomentanteile, die aus den k Inkrementen $A_{Spalt,S,PS,i}$ der Spaltfläche resultieren (Abbildung 8-2), approxi-

miert. Dabei wurden die Dehnrate $\dot{\varepsilon}_i$ und die Fließspannung $k_{f,i}$ innerhalb des i-ten Inkrements $A_{Spalt,S,PS,i}$ als konstant angenommen. Für $M_{Spalt,S,PS}(s)$ folgt somit:

$$M_{Spalt,S,PS}(s) = \frac{\pi}{3} \sum_{i=1}^{l} \left[(r_i^3 - r_{i-1}^3)\, \tau_{WWK,i}(s) \right] + \frac{2}{3} \sum_{i=l+1}^{k} \left[\arcsin\left(\frac{s}{2r_{m,i}} \right) (r_i^3 - r_{i-1}^3)\, \tau_{WWK,i}(s) \right] \tag{8-9}$$

mit: $l = \dfrac{s/2}{r_S/k}$ und $\tau_{WWK,i}(s) = \delta_H \dfrac{k_{f,i}}{\sqrt{3}} + (1 - \delta_H)\, \mu \dfrac{F_a}{\pi\, r_S^2 - r_S\, s}$

Hierbei ist l die Anzahl der Kreissegmente $A_{Spalt,S,PS,i}$, für die $r_{m,i} \leq s/2$ gilt. Für l sind nur ganzzahlige Werte zulässig, sodass ggf. abgerundet werden muss. Um die mithilfe der *integral*-Funktion von *MATLAB* berechneten Ergebnisse wiederum mit einem relativen Fehler von weniger als 0,1 % zu approximieren, ist eine Unterteilung der Spaltfläche in mindestens 18 Kreissegmente erforderlich. Dabei wird die benötigte Rechenzeit um zwei Zehnerpotenzen gegenüber der *MATLAB*-Lösung verkürzt.

Der fehlende Drehmomentanteil $M_{Spalt,PM}(s)$ an der Pin-Mantelfläche lässt sich aufgrund der konstanten Fließspannung k_f bei zylindrischer Pinform (Annahme A1 auf S. 125) analog zu Gleichung (8-4) berechnen. Dabei ergibt sich k_f gemäß Gleichung (8-1) mit $r = r_P$. Es gilt:

$$M_{Spalt,PM}(s) = 2 \arcsin\left(\frac{s}{2\, r_P} \right) r_P^2\, l_P \left(\delta_H \frac{k_f}{\sqrt{3}} + (1 - \delta_H)\, \mu \frac{F_a}{\pi\, r_S^2 - r_S\, s} \right) \tag{8-10}$$

Eine Zusammenführung der einzelnen Drehmomentanteile zu einer Formulierung für das Gesamtdrehmoment $M(s)$ unter Berücksichtigung des Fügespalts findet sich in Gleichung (12-8) in Anhang A8 (auf S. 193). Damit liegt ein physikalischer Zusammenhang zwischen den drei Prozessantworten Drehmoment, Temperatur und Axialkraft vor, der sowohl das Werkstoffverhalten als auch die Werkzeuggröße bzw. die Blechdicke einbezieht.

8.4 Verifizierung und Interpretation des Modells

8.4.1 Verifizierung und Optimierung

Um das Drehmoment anhand von Gleichung (12-8) bzw. Gleichung (8-7) (in Kurzform) berechnen zu können, sind die Axialkraft F_a, die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S und die Scherschichtbreite b_{SL} empirisch zu ermitteln. Daher ist der in Abschnitt 8.3 entwickelte Zusammenhang zwischen den Prozessantworten nur als teilanalytisch zu betrachten. Die Modelleingangsgrößen F_a und T_S wurden gemäß Abschnitt 5.3.3 gemessen. Im Gegensatz hierzu kann die Scherschichtbreite b_{SL} nur nach dem Prozess (offline) durch die optische Auswertung von Querschliffen abgeschätzt werden (Anhang A9 auf S. 196 f.). Eine Methode zur exakten Bestimmung bzw. Berechnung der Scherschichtbreite ist derzeit nicht bekannt.

Das teilanalytische Modell wurde anhand der Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72) verifiziert, die auch die Grundlage für das empirische Modell (Kapitel 7) bildet. Dazu wurden die gemäß Gleichung (12-8) bzw. (8-7) berechneten Modellwerte des Drehmoments M_a mit den gemessenen Drehmomentwerten M_{Mess} verglichen. Der Reibungskoeffizient wurde in guter Übereinstimmung mit den genannten Werten aus der Literatur (FRIGAARD ET AL. 2001; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 188; COLLIGAN & MISHRA 2008) auf μ = 0,3 gesetzt. Das Haftmaß wurde mit δ_H = 0,3 angenommen. ARORA ET AL. (2009) geben für δ_H einen Bereich von 0,2 bis 0,8 an. Spezifischere Werte für das Haftmaß liegen jedoch nicht vor. Die verwendeten Werkzeugparameter und Werkstoffkonstanten sind in Tabelle 12-10 (im Anhang auf S. 195) zusammengefasst.

In Abbildung 8-3a sind M_a und M_{Mess} für die Versuche Nr. 1 bis 39 aus Tabelle 12-6 (im Anhang auf S. 187 f.) dargestellt, wobei die Messwerte F_a, T_S und b_{SL} als Modelleingangsgrößen verwendet wurden. Daraus geht hervor, dass die Übereinstimmung zwischen den Modell- und den Messwerten sowohl in quantitativer als auch in qualitativer Hinsicht unzureichend ist. Um die Ursachen dafür zu analysieren, wurde in Abbildung 8-3b der Modellfehler e_{Modell}, der gemäß Gleichung (8-11) als die relative Abweichung zwischen dem Modell- und dem Messwert definiert ist, in Abhängigkeit der Temperatur T_S des jeweiligen Versuchs aufgetragen. Es gilt:

$$e_{Modell} = \frac{|M_a - M_{Mess}|}{M_{Mess}} \cdot 100\ \% \tag{8-11}$$

Es zeigt sich, dass der Modellfehler e_{Modell} mit zunehmender Temperatur T_S deutlich ansteigt. Aufgrund dieser Temperaturabhängigkeit des Modellfehlers ist die Ursa-

che für die Modellabweichung in erster Linie bei der Beschreibung der Kontaktschubspannung τ_{WWK} und weniger bei der Modellierung der (vereinfachten) Werkzeuggeometrie zu suchen.

Wesentliche Unsicherheitsfaktoren bei der Berechnung der Kontaktschubspannung τ_{WWK} (Gleichung (12-8)) sind einerseits das Materialgesetz nach *Sellars-Tegart* zur Berechnung der Fließspannung k_f und andererseits das Haftmaß δ_H sowie der Reibungskoeffizient μ. Im Folgenden werden diese Aspekte näher beleuchtet.

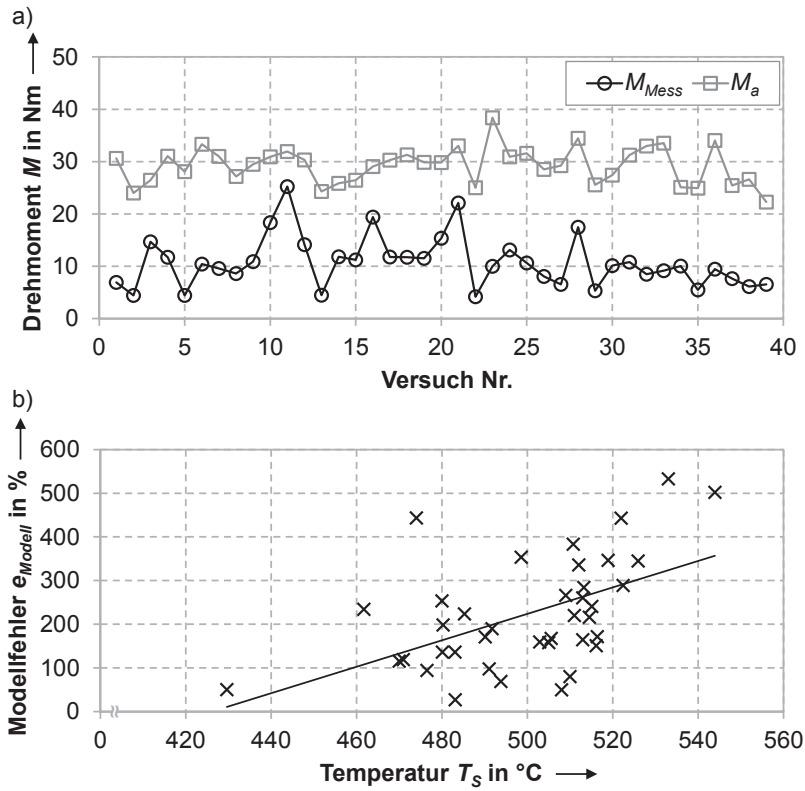


Abbildung 8-3: Verifikation des Modells – a) Messwerte M_{Mess} der Versuchsreihe VR2 (Tabelle 12-6 im Anhang auf S. 187) und Modellwerte M_a gemäß Gleichung (12-8) mit $\delta_H = 0{,}3$ und $\mu = 0{,}3$; sonstige Parameter gemäß Tabelle 12-10 (im Anhang auf S. 195); b) Modellfehler e_{Modell} (Gleichung (8-11)) abhängig von der Temperatur T_S

Verifizierung des Materialgesetzes nach *Sellars-Tegart*

Die mithilfe des Materialgesetzes nach *Sellars-Tegart* (Gleichung (8-1)) und den Werkstoffkonstanten nach TELLO ET AL. (2010) berechnete Fließspannung k_f wurde mit den empirisch ermittelten Werten aus dem Fließkurvenatlas (DOEGE ET AL. 1986, S. 204) abgeglichen. Allerdings sind die Fließkurven nur bis zu einer Umformgeschwindigkeit von $\dot{\varphi} = 63\ s^{-1}$ und einem Umformgrad von $\varphi = 1$ verfügbar, was nach DOEGE & BEHRENS (2010, S. 58) einer Dehnrate von $\dot{\varepsilon} = 171{,}3\ s^{-1}$ und einer Dehnung von $\varepsilon = 1{,}7$ entspricht. Da beim FSW Dehnraten von bis zu 1000 s^{-1} möglich sind (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 132; LOHWASSER & CHEN 2010, S. 48), lässt sich das Materialgesetz durch die Fließkurven nicht im gesamten Dehnratenbereich verifizieren. Wie in Abbildung 8-4 zu erkennen ist, stimmt die berechnete Fließspannung mit den Werten aus der Fließkurve im Bereich zwischen 350 und 500 °C nur annähernd überein. In diesem Temperaturbereich sagt das Materialgesetz nach *Sellars-Tegart* abhängig von der Temperatur eine um etwa 16 bis 27 N/mm² zu hohe Fließspannung k_f voraus. Wird k_f bei der Berechnung des Drehmoments nach Gleichung (12-8) – unabhängig von der Dehnrate und der Temperatur des jeweiligen Versuchs – um durchschnittlich 18 N/mm² verringert, so reduziert sich das Drehmoment um einen nahezu konstanten Offset von 2 Nm. Diese Anpassung des Materialgesetzes bewirkt folglich nur eine geringfügige Verbesserung der Modellgüte und wurde daher nicht weiter betrachtet.

Da die beim FSW auftretenden Temperaturen den Gültigkeitsbereich des verwendeten Materialgesetzes überschreiten können, – die maximal erreichte Temperatur T_S in der Versuchsreihe VR2 liegt bei 544 °C – ist eine Extrapolation des Materialgesetzes erforderlich. In Anlehnung an COLEGROVE ET AL. (2007) wurde angenommen, dass die Fließspannung k_f bis zur Solidustemperatur $T_{Solidus}$ auf null abfällt (vgl. auch Abbildung 3-5 auf S. 51). Als Untergrenze des Bereichs der sogenannten empirischen Entfestigung wurde T_m = 500 °C gewählt (Abbildung 8-4), da das Materialgesetz bis zu dieser Temperatur durch die empirischen Fließkurven als annähernd verifiziert gilt. Um die Fließspannung k_f im Temperaturbereich $T_m < T_S \leq T_{Solidus}$ zu modifizieren, wurde ein Korrekturfaktor ξ definiert, mit dem k_f multipliziert wird. Für die modifizierte Fließspannung $k_{f,mod}$ gilt:

$$k_{f,mod} = k_f\ \xi(T_S) \tag{8-12}$$

mit: $$\xi(T_S) = \begin{cases} 1 & T_S \leq T_m \\ \dfrac{T_{Solidus} - T_S}{T_{Solidus} - T_m} & T_S > T_m \end{cases}$$

Durch die Verwendung von $k_{f,mod}$ in Gleichung (12-8) konnte die Zunahme des Modellfehlers e_{Modell} mit steigender Temperatur zwar abgeschwächt werden, jedoch bleibt die Tendenz dennoch bestehen (Abbildung 12-11 im Anhang auf S. 194). Als potentielle Fehlerursachen hierfür wurden die Modellannahmen A4 und A5 (auf S. 126) hinterfragt, wonach das Haftmaß δ_H und der Reibungskoeffizient μ als konstant und einheitlich im WWK gelten.

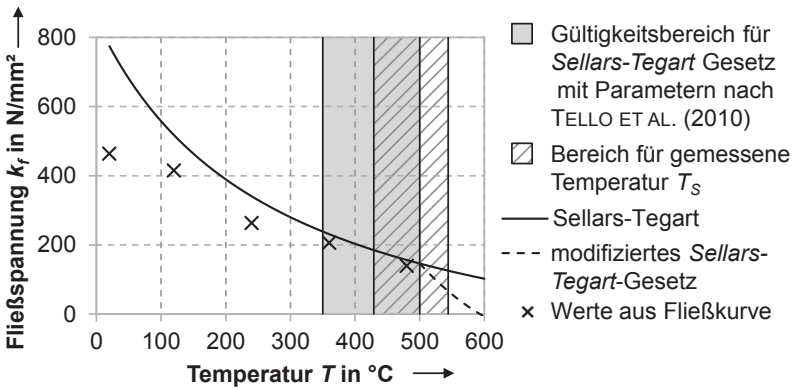


Abbildung 8-4: Fließspannung k_f von EN AW-5083 in Abhängigkeit der Temperatur T bei $\varphi = 1$ und $\dot{\varphi} = 63\ s^{-1}$ – Sellars-Tegart-Gesetz mit Parametern gemäß Tabelle 12-10 (im Anhang auf S. 195), durch Korrekturfaktor ξ (Gleichung (8-12)) modifiziertes Sellars-Tegart-Gesetz und empirische Werte aus Fließkurve nach DOEGE ET AL. (1986, S. 204)

Optimierung der Werte für das Haftmaß δ_H und den Reibungskoeffizienten μ

Die Zunahme des Modellfehlers e_{Modell} bei konstantem Haftmaß δ_H und Reibungskoeffizienten μ (Abbildung 8-3b) deutet darauf hin, dass sich die Kontaktbedingungen im WWK mit der Temperatur verändern. Um die Temperaturabhängigkeit der Kontaktbedingungen in die Modellierung mit einzubeziehen, wurden das Haftmaß und der Reibungskoeffizient entgegen den Modellannahmen A4 und A5 (auf S. 126) mit den Ansätzen nach NANDAN ET AL. (2008A) gemäß Gleichung (3-23) bzw. (3-26) berechnet. Dadurch ist es möglich, den Einfluss der Drehzahl auf die Kontaktbedingungen – und damit auch den Einfluss der Temperatur – zu berücksichtigen. Die Anwendung der Gleichungen (3-23) und (3-26) erfordert allerdings die Bestimmung des jeweiligen Referenzwerts für das Haftmaß $\delta_{H,0}$, für den Rei-

bungskoeffizienten μ_0 und für die Winkelgeschwindigkeit ω_0. Diese Referenzwerte haben keine unmittelbare physikalische Bedeutung, sondern dienen zur Anpassung der Modellwerte des Drehmoments an die entsprechenden Messwerte. Aufgrund der Abflachungen an der Pin-Mantelfläche ist hier im Gegensatz zur nicht konturierten Schulter ein Werkstofftransport durch Formschluss möglich, sodass die Kontaktbedingungen im WWK grundsätzlich unterschiedlich sein können. Daher wurden für die Pin-Mantelfläche und die Schulter samt Pin-Stirnfläche jeweils ein eigenes Haftmaß δ_H und ein eigener Reibungskoeffizient μ angesetzt. Somit galt es folgende fünf Referenzwerte zu bestimmen:

- $\delta_{H,0,S}$ und $\mu_{0,S}$ für die Schulter und die Pin-Stirnfläche
- $\delta_{H,0,PM}$ und $\mu_{0,PM}$ für die Pin-Mantelfläche
- ω_0 einheitlich für den gesamten WWK

Um die optimalen Referenzwerte zu ermitteln, die zu einer bestmöglichen Übereinstimmung zwischen den Modell- und den Messwerten führen, wurde eine Zielfunktion Γ gemäß Gleichung (8-13) definiert. Die Zielfunktion beschreibt die Summe der Fehlerquadrate für alle 39 Versuche der Versuchsreihe VR2. Es gilt:

$$\Gamma = \sum_{i=1}^{39} \left(M_{a,i} - M_{Mess,i}\right)^2 \tag{8-13}$$

Zur Minimierung der Zielfunktion wurde die *ga*-Funktion in *MATLAB* verwendet, die auf einem genetischen Algorithmus basiert. Dieser Optimierungsalgorithmus unterscheidet sich von klassischen Optimierungsverfahren, wie z. B. dem Gradientenverfahren, u. a. darin, dass die Lösung vom gewählten Startpunkt unabhängig ist, sodass kein Vorwissen zum Optimierungsproblem erforderlich ist. Die positive Eigenschaft des Algorithmus, lokale Suboptima auch wieder verlassen zu können, verringert zudem die Gefahr, statt dem globalen nur ein lokales Optimum zu finden. Darüber hinaus werden an die Zielfunktion keine restriktiven Anforderungen, wie beispielsweise nach Stetigkeit und Differenzierbarkeit, gestellt (NISSEN 1997, S. 248 f.). Mit Blick auf die vorliegende Optimierungsaufgabe birgt der genetische Algorithmus folglich entscheidende Vorteile und kam daher zur Anwendung. Die aus der Optimierung resultierenden Referenzwerte sind in Tabelle 8-1 aufgelistet.

Tabelle 8-1: Optimierte Referenzwerte für Haftmaß, Reibungskoeffizient und Winkelgeschwindigkeit gemäß Gleichung (8-13)

$\delta_{H,0,PM}$ in -	$\mu_{0,PM}$ in -	$\delta_{H,0,S}$ in -	$\mu_{0,S}$ in -	ω_0 in 1/s
0,183	0,676	4,342	0,372	109,296

Mithilfe dieser Referenzwerte lassen sich das Haftmaß δ_H und der Reibungskoeffizient μ gemäß Gleichung (3-23) bzw. (3-26) abhängig von der Drehzahl des jeweiligen Versuchs individuell berechnen. Dadurch ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen den Modell- und den Messwerten des Drehmoments für alle 39 Versuche (Abbildung 8-5a).

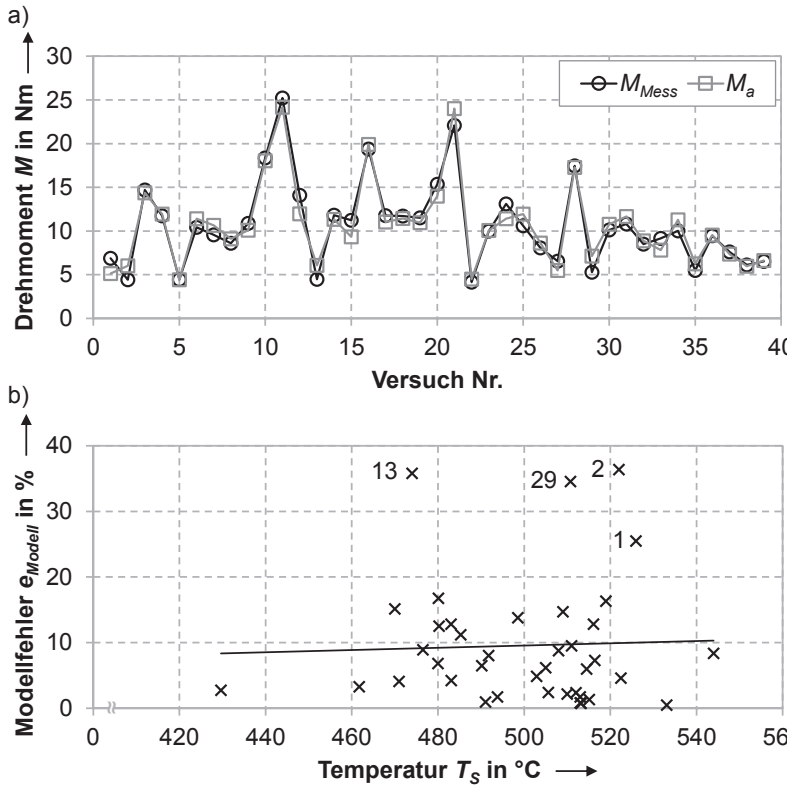


Abbildung 8-5: Verifikation des optimierten Modells – a) Messwerte M_{Mess} der Versuchsreihe VR2 (Tabelle 12-6 im Anhang auf S. 187); Modellwerte M_a gemäß Gleichung (12-8) mit δ_H und μ nach Gleichungen (3-23) bzw. (3-26) mit optimierten Referenzwerten gemäß Tabelle 8-1; sonstige Parameter gemäß Tabelle 12-10 (im Anhang auf S. 195); b) Modellfehler e_{Modell} (Gleichung (8-11)) abhängig von der Temperatur T_S; Ausreißer (e_{Modell} > 20 %) mit Versuchsnummern gekennzeichnet

Mit Ausnahme von vier Versuchen beträgt der Modellfehler (Gleichung (8-11)) stets weniger als 20 %. Bei den vier Ausnahmen mit e_{Modell} > 20 % liegt das gemessene Drehmoment mit M_{Mess} < 7 Nm am unteren Rand des Wertebereichs von M_{Mess} (Tabelle 12-6 im Anhang auf S. 187). Da die Streuung der absoluten Abweichung zwischen Modell- und Messwert von der Größe des gemessenen Drehmoments unabhängig ist, kann der Modellfehler e_{Modell} insbesondere bei kleinen Werten von M_{Mess} größer sein.

Eine nennenswerte Abhängigkeit von e_{Modell} von der Temperatur T_S – und auch von allen anderen Prozessparametern und -antworten – ist nach der Optimierung des Haftmaßes und des Reibungskoeffizienten nicht mehr zu erkennen (Abbildung 8-5b). Aufgrund der Unabhängigkeit der Modellgüte von den Prozessbedingungen können die ermittelten Referenzwerte in Tabelle 8-1 als Konstanten für den hier betrachteten Werkstoff angesehen werden. Für die unterschiedlichen Prozessbedingungen der Versuchsreihe VR2 ergeben sich mit diesen Konstanten gemäß den Gleichungen (3-23) und (3-26) die in Abbildung 8-6 dargestellten Wertebereiche für das Haftmaß $\delta_{H,S}$ bzw. $\delta_{H,PM}$ und den Reibungskoeffizienten μ_S bzw. μ_{PM} an der Schulter bzw. an der Pin-Mantelfläche. Dabei handelt es sich bei $\delta_{H,S}$ und μ_S jeweils um die über den Schulterradius r_S gemittelten Werte.

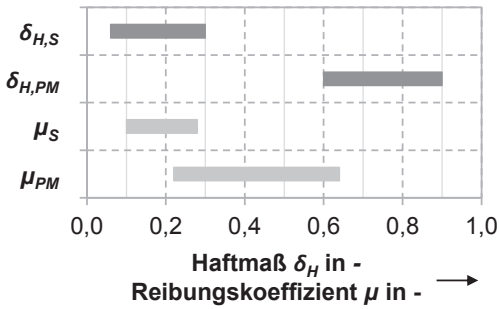


Abbildung 8-6: Wertebereiche für das Haftmaß und den Reibungskoeffizienten an der Schulter und an der Pin-Mantelfläche; mithilfe der optimierten Referenzwerte gemäß Tabelle 8-1 berechnete Werte für die Legierung EN AW-5083

Es stellt sich heraus, dass das Haftmaß an der Pin-Mantelfläche deutlich größer ist als an der Schulter. Nach der Definition des Haftmaßes (Abschnitt 3.4.2.2) ist dies plausibel, da die konturierte Pin-Mantelfläche im Vergleich zur glatten Schulter ei-

nen größeren Werkstofffluss bewirkt. In Abschnitt 8.4.2 wird dieser Aspekt am Beispiel des Haftmaßes $\delta_{H,PM}$ an der Pin-Mantelfläche näher betrachtet.

8.4.2 Interpretation des Haftmaßes anhand der Pingeometrie

Gemäß dem Stand der Technik zum Einfluss der Pingeometrie (vgl. Abschnitt 3.5) erzeugt ein im Querschnitt vier- bzw. dreieckiger Pin im Vergleich zu einem runden Pin aufgrund des größeren Formschlusses zwischen Werkzeug und Werkstoff eine höhere Förderwirkung. Damit einher geht eine stärkere plastische Deformation des Werkstoffs. Für das Auftreten von plastischer Deformation muss dabei grundsätzlich die Kontaktbedingung *Haften*, zumindest aber der Mischzustand *Gleiten/Haften*, vorliegen (vgl. Abschnitt 3.4.2.2). Ausgehend von diesen Sachverhalten wurde beispielhaft für die Pin-Mantelfläche folgende Hypothese aufgestellt:

Hypothese
Die Höhe des Haftmaßes $\delta_{H,PM}$ wird insbesondere durch die Pingeometrie bestimmt. Dabei korreliert ein runder Pin (geringer Formschluss) mit einem sehr kleinen Haftmaß, das im Extremfall $\delta_{H,PM} = 0$ beträgt. Hingegen korreliert ein eckiger Pin mit tiefen seitlichen Abflachungen (großer Formschluss) mit einem sehr großen Haftmaß, das im Extremfall $\delta_{H,PM} = 1$ beträgt.

Zur Überprüfung der Hypothese diente die Versuchsreihe VR3 (Tabelle 5-2 auf S. 72). Dabei wurden identische Prozessparameter (Tabelle 8-2), aber verschiedene Pingeometrien (Tabelle 5-1 auf S. 67) verwendet, die sich durch die Tiefe t_F der seitlichen Abflachungen unterscheiden. Die Abflachungstiefe t_F wurde mit zwei Abstufungen zwischen den Extremwerten $t_{F,min} = 0$ mm (runder Pin „P5k0“) und $t_{F,max} = 0{,}75$ mm (dreifach abgeflachter Pin „P5k75“) variiert, wobei sich $t_{F,max}$ gemäß Gleichung (5-1) ergibt. Der runde Pin „P5k0“ steht demnach für ein Minimum hinsichtlich des Formschlusses und des pro Werkzeugumdrehung transportierbaren Volumens V_T (Abbildung 6-2 auf S. 81), während der dreifach abgeflachte Pin „P5k75“ mit Blick auf den Formschluss und das Volumen V_T Maximalwerte erreicht.

Tabelle 8-2: Prozessparameter der Versuchsreihe VR3 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

***s* in mm**	***n* in U/min**	***v* in mm/min**	***α* in °**
0	1200	400	2

Analog zum empirischen Prozessmodell (Kapitel 7) wurden die Prozessantworten nur im mittleren Auswertebereich der Schweißnaht (Bereich II in Abbildung 5-5 auf

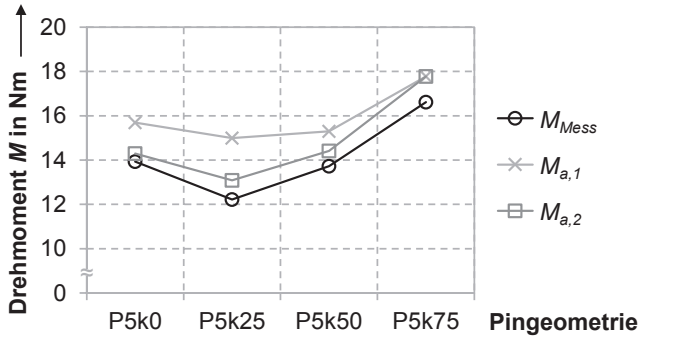
S. 70) betrachtet. In Abbildung 8-7 ist das gemessene Drehmoment M_{Mess} in Abhängigkeit der Pingeometrie dargestellt. Dem gegenübergestellt sind die mithilfe des optimierten teilanalytischen Prozessmodells (Abschnitt 8.4.1) berechneten Drehmomentwerte $M_{a,1}$ und $M_{a,2}$. Zur Berechnung von $M_{a,1}$ wurden für das Haftmaß bzw. für den Reibungskoeffizienten diejenigen Werte verwendet, die aus den Gleichungen (3-23) und (3-26) mit den optimierten Referenzwerten aus Tabelle 8-1 (auf S. 136) resultieren. Im Gegensatz dazu wurden bei der Berechnung von $M_{a,2}$ die Werte für das Haftmaß an der Pin-Mantelfläche $\delta_{H,PM}$ angepasst, um somit der veränderten Pingeometrie Rechnung zu tragen. Der Reibungskoeffizient an der Pin-Mantelfläche μ_{PM} wurde jedoch nicht mit dem Haftmaß $\delta_{H,PM}$ gemäß Gleichung (3-26) variiert, sondern identisch zum Wert im Fall $M_{a,1}$ angenommen. Diese Annahme ist zulässig, da die Änderung des Haftmaßes $\delta_{H,PM}$ in der Versuchsreihe VR3 auf die unterschiedlichen Pingeometrien und nicht wie in VR2 auf die variierenden Prozessbedingungen, z. B. aufgrund der unterschiedlichen Drehzahlen, zurückzuführen ist. Die Werte des an die Pingeometrie angepassten Haftmaßes $\delta^*_{H,PM}$ wurden entsprechend dem pro Werkzeugumdrehung transportierbaren Volumen V_T festgelegt. Dazu wurde der Wertebereich von V_T, der durch die Pins „P5k0“ (Minimum) und „P5k75“ (Maximum) bestimmt wird, gemäß Gleichung (8-14) auf den Wertebereich des Haftmaßes $\delta^*_{H,PM}$ übertragen. Es gilt:

$$\delta^*_{H,PM}(V_T) = \delta^*_{H,PM,min} + \frac{V_T - V_{T,min}}{V_{T,max} - V_{T,min}} \left(\delta^*_{H,PM,max} - \delta^*_{H,PM,min}\right) \tag{8-14}$$

Da nicht davon auszugehen ist, dass beim runden Pin „P5k0“ ausschließlich *Gleiten* ($\delta_{H,PM} = 0$) und beim dreifach abgeflachten Pin „P5k75“ ausschließlich *Haften* ($\delta_{H,PM} = 1$) vorliegt, wurde der Wertebereich des Haftmaßes $\delta^*_{H,PM}$ von [0;1] auf [0,1;0,9] eingeschränkt.

Aus den Messwerten M_{Mess} in Abbildung 8-7 geht hervor, dass eine Zunahme der Abflachungstiefe aufgrund des höheren Formschlusses und der dadurch bedingten größeren Förderwirkung des Pins grundsätzlich zu einem Anstieg des Drehmoments führt. Eine Ausnahme bildet der runde Pin „P5k0“, bei dem das Drehmoment im Vergleich zum Pin „P5k25“ trotz geringerem Formschluss und Volumen V_T erneut ansteigt. Die Ursachen für dieses nicht lineare Verhalten sollen im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht näher erörtert werden, da nicht der Zusammenhang zwischen der Pingeometrie und dem Drehmoment selbst im Fokus steht, sondern vielmehr die Frage, ob mithilfe dieses Zusammenhangs die Größe des Haftmaßes bei der Prozessmodellierung plausibel erklärt werden kann.

Für den Fall, dass bei der Modellierung des Drehmoments das Haftmaß nicht an die Pingeometrie angepasst wird, stimmen die berechneten Modellwerte ($M_{a,1}$) mit den Messwerten M_{Mess} sowohl in quantitativer als auch in qualitativer Hinsicht nur unzureichend überein. Dabei nimmt die Abweichung zwischen Modell- und Messwert mit sinkendem Formschluss zu, was auf eine Übergewichtung des Anteils der plastischen Deformation – im Vergleich zur Reibung – an der Drehmomenterzeugung aufgrund eines zu großen Haftmaßes $\delta_{H,PM}$ hindeutet. Hingegen lassen sich durch ein gemäß Gleichung (8-14) an die Pingeometrie angepasstes Haftmaß $\delta^*_{H,PM}$ die Abweichungen zwischen Modellwert ($M_{a,2}$) und Messwert deutlich reduzieren (Abbildung 8-7).



0,86	0,86	0,86	0,86	$\delta_{H,PM}$ ($M_{a,1}$)
0,10	0,16	0,45	0,90	$\delta^*_{H,PM}$ ($M_{a,2}$)
0,60	0,60	0,60	0,60	μ_{PM} ($M_{a,1}$ u. $M_{a,2}$)
0,00	4,01	11,12	19,99	V_T in mm³

Abbildung 8-7: Einfluss der Pingeometrie auf das Drehmoment und das Haftmaß – Versuchsreihe VR3; Messwerte M_{Mess} mit Pingeometrie gemäß Tabelle 5-1 (auf S. 67); berechnete Werte $M_{a,1}$ mit Haftmaß gemäß optimiertem Prozessmodell; berechnete Werte $M_{a,2}$ mit an die Pingeometrie angepasstem Haftmaß $\delta^*_{H,PM}$; vom Pin pro Umdrehung transportierbares Volumen V_T gemäß Gleichung (6-2)

Aus den Modellwerten $M_{a,1}$ und $M_{a,2}$ und deren Abgleich mit den Messwerten M_{Mess} können somit zwei Schlussfolgerungen gezogen werden: Zum einen hängt das Haftmaß $\delta_{H,PM}$ von der Pingeometrie ab, und zwar derart, dass ein runder Pin mit

geringem Formschluss zu einem kleinen Haftmaß führt, während ein seitlich abgeflachter Pin mit großem Formschluss mit einem hohen Haftmaß korreliert. Damit kann die Richtigkeit der eingangs aufgestellten Hypothese als nachgewiesen betrachtet werden. Zum anderen erweist es sich als zweckmäßig, das pro Umdrehung transportierbare Volumen V_T einer Pingeometrie, das als ein Maß zur quantitativen Beschreibung ihres Formschlusses dienen kann, entsprechend Gleichung (8-14) auch als ein Maß für die Höhe des Haftmaßes $\delta_{H,PM}$ zu verwenden.

Ob der Einfluss der Pingeometrie auf das Haftmaß und damit auf das Drehmoment bei von der Versuchsreihe VR3 abweichenden Prozessbedingungen mit dem Zusammenhang in Abbildung 8-7 vergleichbar ist, kann auf der vorliegenden Datengrundlage nicht beurteilt werden. Hierfür sind weiterführende Versuche notwendig, die jedoch über den Rahmen dieser Arbeit hinausgegangen wären.

8.5 Anwendung des teilanalytischen Modells

8.5.1 Allgemeines

Im Gegensatz zum empirischen Prozessmodell in Kapitel 7 berücksichtigt das teilanalytische Prozessmodell auch den Werkstoff und die Werkzeuggeometrie als Einflussgrößen auf das Drehmoment. Nach der Verifizierung und anschließenden Optimierung des Modells (Abschnitt 8.4.1) am Beispiel der Aluminiumlegierung EN AW-5083 in Verbindung mit dem Werkzeug „W13/5“ (Abschnitt 5.3.2) soll im Folgenden die Übertragbarkeit des teilanalytischen Modells zum einen auf eine weitere Legierung (EN AW-1050A) und zum anderen auf eine weitere Blechdicke (3 mm) geprüft werden.

8.5.2 Anwendung des Modells auf die Legierung EN AW-1050A

Die Übertragbarkeit des teilanalytischen Modells auf die Legierung EN AW-1050A wurde anhand von fünf exemplarischen Schweißversuchen (Versuchsreihe VR4 in Tabelle 5-2 auf S. 72) verifiziert. Hierbei wurden die Prozessparameter der Versuche Nr. 26, 31, 36, 40 (Tabelle 12-5 im Anhang auf S. 186) und Nr. 43 (Tabelle 12-8 im Anhang auf S. 191) verwendet, wobei auf die Wahl unterschiedlicher Spaltbreiten geachtet wurde. Bei der Modellierung des Drehmoments musste auf die Werkstoffkonstanten von SHEPPARD & JACKSON (1997) zurückgegriffen werden (Tabelle 12-10 im Anhang auf S. 195), da TELLO ET AL. (2010) für die Legierung EN AW-1050A keine Werte bereitstellten. Im Gegensatz zu EN AW-5083 überstei-

gen die gemessenen Temperaturen T_S bei EN AW-1050A die von SHEPPARD & JACKSON (1997) untersuchte maximale Temperatur von 420 °C – mit Ausnahme des Versuchs Nr. 43 – nur geringfügig, sodass die Werkstoffkonstanten in diesem Fall als gültig betrachtet werden können (vgl. hierzu Abschnitt 3.4.2.3). Eine Modifizierung des Materialgesetzes entsprechend Gleichung (8-12) wurde daher nicht vorgenommen.

In Abbildung 8-8 sind die Messwerte M_{Mess} den Modellwerten $M_{a,1}$ bzw. $M_{a,2}$ gegenübergestellt. Zur Berechnung von $M_{a,1}$ wurden die für EN AW-5083 optimierten Referenzwerte für das Haftmaß, den Reibungskoeffizienten und die Winkelgeschwindigkeit gemäß Tabelle 8-1 (auf S. 136) gewählt.

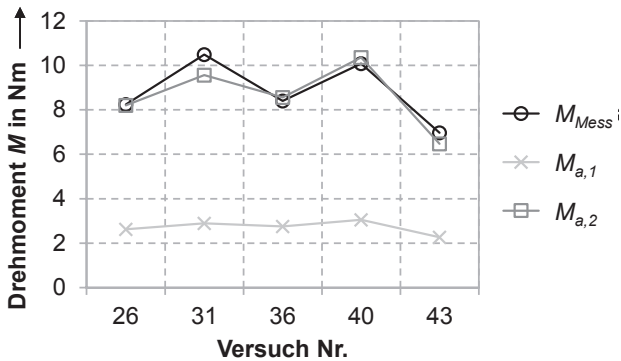


Abbildung 8-8: Anwendung des teilanalytischen Modells auf EN AW-1050A; Vergleich zwischen gemessenem Drehmoment M_{Mess} (Versuchsreihe VR4 nach Tabelle 5-2 (auf S. 72) mit Prozessparametern gemäß Tabelle 12-5 (im Anhang auf S. 186) und Tabelle 12-8 (im Anhang auf S. 191)) und modelliertem Drehmoment $M_{a,1}$ (optimierte Referenzwerte für EN AW-5083 gemäß Tabelle 8-1 (auf S. 136)) bzw. $M_{a,2}$ (an EN AW-1050A angepasste Referenzwerte $\delta_{H,0,S}$ = 0,695 und $\delta_{H,0,PM}$ = 0,0293 gemäß Gleichung (8-15) mit Dehngrenzen aus Tabelle 12-2 (auf S. 177))

Aus Abbildung 8-8 geht hervor, dass die Modellwerte $M_{a,1}$ deutlich unterhalb der Messwerte M_{Mess} liegen. Auch der qualitative Verlauf wird durch das Modell nur in abgeschwächter Form wiedergegeben. Die ungenügende Übereinstimmung zwischen den Modell- und den Messwerten kann in erster Linie auf die wesentlich geringere mechanische Festigkeit der Legierung EN AW-1050A im Vergleich zu

EN AW-5083 (Tabelle 12-2 im Anhang auf S. 177) zurückgeführt werden. Hieraus resultieren Veränderungen in den Kontaktbedingungen im WWK, die durch die Referenzwerte in Tabelle 8-1 (auf S. 136) jedoch nicht abgebildet werden. Dieser Aspekt wird durch die Tatsache gestützt, dass trotz deutlicher Unterschiede bei der Axialkraft F_a die Drehmomentwerte M_{Mess} beider Legierungen auf vergleichbarem Niveau liegen (Abbildung 12-12 im Anhang auf S. 195). Damit der durch die Axialkraft F_a bedingte geringere Reibungsanteil am Drehmoment kompensiert wird, muss z. B. gemäß Gleichung (8-2) der Drehmomentanteil, der aus der plastischen Deformation resultiert, bei EN AW-1050A höher sein. Demnach ist, unabhängig von den Prozessparametern, von einem größeren Haftmaß δ_H auszugehen. Darauf deutet auch eine breitere Scherschicht b_{SL} hin, die mit durchschnittlich 1,1 mm im Vergleich zu 0,5 mm bei der Legierung EN AW-5083 etwa doppelt so groß ist (Abbildung 12-13 auf S. 196). Aufgrund der niedrigeren Fließspannung von EN AW-1050A wird bei identischen Prozessparametern folglich ein höherer Werkstofffluss um das Werkzeug herum erzeugt, woraus das im Verhältnis zur Axialkraft hohe Drehmoment resultiert (Abbildung 12-12 auf S. 195).

Um den Einfluss der Legierung auf die Kontaktbedingungen im WWK zu berücksichtigen, wurde zur Berechnung des Drehmoments $M_{a,2}$ (Abbildung 8-8) ein an die geringere Festigkeit von EN AW-1050A angepasstes Haftmaß verwendet. Es stellte sich heraus, dass eine gute Übereinstimmung zwischen den Modell- und den Messwerten erreicht werden kann, wenn die Referenzhaftmaße $\delta_{H,0(Legierung)}$ der beiden Legierungen entsprechend Gleichung (8-15) im gleichen Verhältnis wie deren Dehngrenzen $R_{p0,2(Legierung)}$ zueinander stehen. Der Referenzwert für den Reibungskoeffizienten $\mu_{0,S}$ bzw. $\mu_{0,PM}$ bleibt dabei unverändert gemäß Tabelle 8-1 (auf S. 136). Es gilt:

$$\frac{\delta_{H,0(1050A)}}{\delta_{H,0(5083)}} = \frac{R_{p0,2(1050A)}}{R_{p0,2(5083)}} \tag{8-15}$$

Mit Gleichung (3-23) folgt daraus, dass sich das Haftmaß δ_H umgekehrt proportional zur Größe der Dehngrenze $R_{p0,2}$ der Legierung verhält. Im Fall der Legierung EN AW-1050A muss im Vergleich zu EN AW-5083, bei identischen Prozessparametern, demnach ein größeres Haftmaß δ_H gewählt werden. Wie die Ergebnisse aus Abbildung 8-8 belegen, kann eine Anpassung des Haftmaßes auf Basis der Dehngrenze $R_{p0,2}$ gemäß Gleichung (8-15) zweckmäßig sein, um das Modell auf andere Legierungen übertragen bzw. anwenden zu können. So konnte der Modellfehler e_{Modell} von durchschnittlich 69 % bei $M_{a,1}$ auf etwa 4 % bei $M_{a,2}$ deutlich reduziert werden.

Entscheidend für die Anpassung des Haftmaßes ist jedoch nicht primär die Dehngrenze $R_{p0,2}$ der Legierung, sondern deren Fließspannung k_f unter Prozessbedingungen. Verhalten sich allerdings die Dehngrenzen zweier Legierungen zueinander wie deren Fließspannungen, was bei den hier betrachteten naturharten Legierungen EN AW-5083 und EN AW-1050A annähernd der Fall ist, so kann die Dehngrenze gemäß Gleichung (8-15) zur Berechnung des Haftmaßes verwendet werden. In der Praxis bietet die Dehngrenze gegenüber der Fließspannung den Vorteil, dass sie als mechanischer Kennwert in Werkstoffdatenblättern und Normen zur Verfügung steht und vom Anwender nicht erst aufwendig ermittelt werden muss. Inwiefern das Modell mit dieser Methodik auch auf warmaushärtbare Aluminiumlegierungen übertragbar ist, die unter Prozessbedingungen ein von EN AW-5083 abweichendes Verhalten aufweisen können, muss anhand weiterer Untersuchungen geklärt werden, die jedoch nicht mehr Teil der vorliegenden Arbeit sein konnten.

8.5.3 Anwendung des Modells auf die Blechdicke 3 mm

Um die Übertragbarkeit des teilanalytischen Modells auf eine andere Blechdicke zu überprüfen, wurden die berechneten Modellwerte mithilfe von Schweißversuchen an 3 mm dicken Blechen (Versuchsreihe VR5 in Tabelle 5-2 auf S. 72) verifiziert. Während das Werkzeug („W10/4“, Abschnitt 5.3.2) an die Blechdicke entsprechend angepasst wurde, wurde die Legierung EN AW-5083 beibehalten. Die empirischen Untersuchungen erfolgten analog zu Abschnitt 8.5.2 anhand der Prozessparameter der Versuche Nr. 26, 31, 36, 40 (Tabelle 12-5 im Anhang auf S. 186) und Nr. 43 (Tabelle 12-8 im Anhang auf S. 191). Da mit dem Werkzeug “W10/4“ keine Temperaturmessung in der Werkzeugschulter möglich war, wurde die zur Modellierung des Drehmoments benötigte Temperatur T_S auf Basis der in der Schweißunterlage gemessenen Temperatur T_U abgeschätzt. Der Zusammenhang zwischen T_S und T_U (Gleichung (8-16)) wurde dabei aus den Messwerten der Versuchsreihe VR2 (Tabelle 12-6 im Anhang auf S. 187) mithilfe der Regressionsanalyse abgeleitet. Es gilt:

$$T_S(T_U) = 6 \cdot 10^{-6} \cdot T_U^3 - 5{,}6 \cdot 10^{-3} \cdot T_U^2 + 1{,}9 \cdot T_U + 293{,}4 \qquad (8\text{-}16)$$

In Abbildung 8-9 sind die Modell- und Messwerte des Drehmoments für die Blechdicken $h = 3$ mm und $h = 4$ mm dargestellt. Übereinstimmend mit dem Stand der Technik gemäß Abschnitt 3.3.2 stellt sich bei der kleineren Blechdicke $h = 3$ mm bzw. bei Verwendung des kleineren Werkzeugs „W10/4“ ein geringeres Drehmoment ein, wobei der Einfluss der Prozessparameter annähernd gleich bleibt.

Wie aus Abbildung 8-9 hervorgeht, wird die Abhängigkeit des Drehmoments von der Blechdicke bzw. von der Werkzeuggröße durch das Modell berücksichtigt. Die Modellwerte M_a stimmen sowohl quantitativ als auch qualitativ in guter Näherung mit den Messwerten M_{Mess} überein. Der Modellfehler e_{Modell} beträgt für die fünf Schweißversuche im Durchschnitt 7 %, sodass das Modell im Hinblick auf die Blechdicke als gut geeignet und damit als übertragbar betrachtet werden kann.

Es bleibt zu erwähnen, dass der Zusammenhang in Gleichung (8-16) für die Blechdicke h = 4 mm ermittelt, jedoch auf Schweißversuche an 3 mm dicken Blechen angewendet wurde. Folglich ist von einer Abweichung der berechneten Temperatur $T_S(T_U)$ von der tatsächlichen Temperatur in der Werkzeugschulter auszugehen. Um den Einfluss der Unschärfe der Modelleingangsgröße T_S auf das Modellierungsergebnis zu bewerten, wurde T_S mit einer Abweichung von beispielhaft ±20 °C beaufschlagt. Wie die Fehlerbalken in Abbildung 8-9 zeigen, hat diese potentielle Abweichung vom berechneten Wert $T_S(T_U)$ keine nennenswerte Auswirkung auf die modellierten Drehmomentwerte M_a. Dagegen ist der Effekt der unterschiedlichen Blechdicken bzw. Werkzeuggrößen deutlich zu erkennen. Er wird durch das Modell angesichts e_{Modell} = 7 % hinreichend genau erfasst.

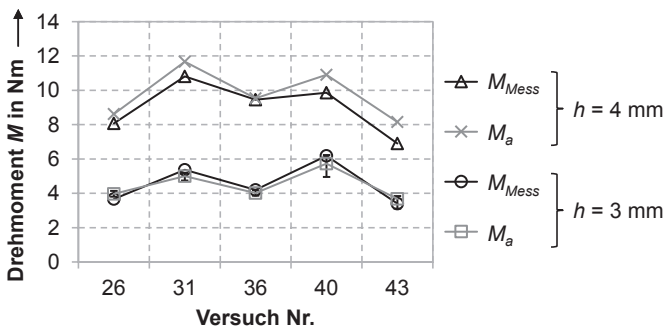


Abbildung 8-9: Anwendung des teilanalytischen Modells auf eine Blechdicke von h = 3 mm; Vergleich zwischen Messwerten M_{Mess} und Modellwerten M_a des Drehmoments für die Blechdicken 3 und 4 mm der Legierung EN AW-5083; M_{Mess} gemäß Versuchsreihen VR5 und VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72) mit Prozessparametern gemäß Tabelle 12-5 (im Anhang auf S. 186) und Tabelle 12-8 (im Anhang auf S. 191); Berechnung von M_a anhand des optimierten Modells (Abschnitt 8.4.1); Fehlerbalken bei M_a (h = 3 mm) zeigen Maxima und Minima des Modellwerts bei Abweichung der Temperatur T_S von ±20 °C vom berechneten Wert nach Gleichung (8-16)

8.5.4 Fazit

Die Übertragung des teilanalytischen Modells auf andere Blechdicken und andere Aluminiumlegierungen ist aufrund der Erkenntnisse des vorangegangenen Abschnitts als grundsätzlich möglich einzustufen. Allerdings müssen die Modelleingangsgrößen Axialkraft F_a, Temperatur T_S sowie die Scherschichtbreite b_{SL} als Messwerte vorliegen. Während der Einfluss der Blechdicke bzw. der Werkzeuggröße durch das Modell richtig abgebildet wird, sind bei der Anwendung des Modells auf eine andere Legierung die veränderten Bedingungen im Werkzeug-Werkstück-Kontakt zu berücksichtigen. Dabei wurde die Erkenntnis gewonnen, dass eine Korrektur des Haftmaßes in Abhängigkeit der unter Prozessbedingungen herrschenden Fließspannung erforderlich ist. Es zeigte sich, dass im Fall der betrachteten naturharten Aluminiumlegierungen EN AW-5083 und EN AW-1050A die Anpassung des Haftmaßes auch auf Basis der Dehngrenze möglich ist.

8.6 Zusammenfassung

In Kapitel 8 wurde ein teilanalytisches Modell zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen den beim FSW auftretenden Prozessantworten erarbeitet. Dazu wurde das Drehmoment in Abhängigkeit der Axialkraft und der Temperatur modelliert, wobei die Einflussgrößen Werkzeug und Werkstoff in die Modellbildung mit einbezogen wurden. Zur Beschreibung des Werkstoffs dient das *Sellars-Tegart*-Gesetz. Darüber hinaus wurde eine Möglichkeit zur Berücksichtigung der Störgröße Fügespalt aufgezeigt. Kern des Modellierungsansatzes ist die Beschreibung der im Werkzeug-Werkstück-Kontakt auftretenden Kontaktschubspannung auf der Basis von plastischer Deformation und Reibung mithilfe des Haftmaßes.

Aus der Verifizierung des Modells anhand der experimentellen Daten aus Kapitel 7 resultierte allerdings die Notwendigkeit zur Modifikation des Materialgesetzes einerseits und zur Berücksichtigung der Drehzahlabhängigkeit des Haftmaßes andererseits. Zudem musste das Haftmaß für die Schulterfläche und die Pin-Mantelfläche separat berechnet werden. Anhand von Schweißversuchen mit unterschiedlichen Pingeometrien konnte gezeigt werden, dass die Größe des Haftmaßes, das den jeweiligen Anteil der plastischen Deformation und der Reibung am Drehmoment beschreibt, u. a. von der Pingeometrie abhängig ist.

Schließlich wurde die Übertragbarkeit des teilanalytischen Modells von der Legierung EN AW-5083 auf die Legierung EN AW-1050 sowie bezüglich der Blechdicke von 4 mm auf 3 mm überprüft. Der Einfluss der Blechdicke, die durch die

Werkzeugabmessungen berücksichtigt wird, wird vom Modell richtig abgebildet. Hingegen stellte sich heraus, dass der Wechsel der Legierung zu einer Veränderung der Kontaktbedingungen führt und somit eine Anpassung des Haftmaßes erforderlich macht. Im Fall der hier betrachteten Legierungen wurde deutlich, dass eine Berechnung des unbekannten Haftmaßes von EN AW-1050A auf Basis der Dehngrenzen der beiden Legierungen möglich ist.

9 Zusammenfassung, Nutzenbewertung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Voraussetzung für den wirtschaftlichen und prozesssicheren Einsatz des Rührreibschweißens in der Praxis ist ein robuster Prozess. Dazu müssen die negativen Auswirkungen von fertigungsbedingten Störgrößen, wie z. B. eines Fügespalts, auf die Nahtqualität bekannt sein und durch entsprechende Anpassung der Prozessparameter kompensiert werden können. Zudem muss die Nahtqualität bereits während des Prozesses bewertet werden können, um bei Bedarf korrigierend einzugreifen und dadurch Ausschuss zu vermeiden. Die vorliegende Arbeit leistet einen Beitrag dazu, das hierfür notwendige Prozesswissen zu schaffen, indem die Wirkzusammenhänge zwischen den Prozessparametern und der Nahtqualität (Zugfestigkeit) sowie den Prozessantworten (Drehmoment, Temperatur und Axialkraft) unter Berücksichtigung der Störgröße Fügespalt ganzheitlich empirisch modelliert wurden. Darüber hinaus wurde durch eine teilanalytische Formulierung der Korrelation zwischen den Prozessantworten unter Einbeziehung eines Materialgesetzes und der Werkzeuggeometrie das Prozessverständnis weiter vertieft. Anhand von Experimenten wurde geprüft, inwiefern sich das teilanalytische Modell auf andere Aluminiumlegierungen und Blechdicken übertragen lässt und welche Anpassungen ggf. erforderlich sind.

Die erarbeiteten Inhalte werden in den Hauptkapiteln 6 bis 8 beschrieben und lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Zunächst wurde in Kapitel 6 die Spalttoleranz analysiert. Dazu wurde die tolerierbare Spaltbreite anhand der Schweißnahtqualität definiert. Zur Bewertung der Schweißnahtqualität wurden als Kriterien die Zugfestigkeit und das Nahtgefüge herangezogen, wobei eine Spaltbreite als tolerierbar gilt, wenn die Mindestzugfestigkeit des Grundwerkstoffs und ein porenfreies Nahtgefüge erreicht werden. Hierfür sind prozessseitig zwei Randbedingungen zu erfüllen, die jeweils aus einer Volumenbilanz in Schweißrichtung und senkrecht zur Schweißnaht abgeleitet wurden. Durch eine rein geometrische Betrachtung wurden beide Randbedingungen modelliert und quantifiziert. Aus der Volumenbilanz in Schweißrichtung wurde in Abhängigkeit der Pingeometrie und der Blechdicke ein erforderlicher Mindestwert für das Verhältnis aus Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit $(n/v)_{min}$ ermittelt. Es zeigt sich, dass dieser Mindestwert einerseits mit zunehmender Tiefe der seitlichen Abflachungen am Pin deutlich abfällt. Andererseits steigt $(n/v)_{min}$ mit der Blechdi-

cke bzw. sinkt mit größer werdendem Pindurchmesser. Ausgehend von der Volumenbilanz senkrecht zur Schweißnaht wurde ein funktionaler Zusammenhang zur Berechnung des erforderlichen Anstellwinkels in Abhängigkeit der Spaltbreite bei gegebenem Schulterdurchmesser erarbeitet. Dabei wurden die geometrischen Restriktionen und die Anforderungen an die Schweißnahtqualität, d. h. Erreichen der Mindestzugfestigkeit, berücksichtigt, woraus für die Einstellbarkeit des Anstellwinkels in der Praxis Grenzwerte resultieren, die wiederum die tolerierbare Spaltbreite limitieren. Diese lässt sich grundsätzlich durch eine Vergrößerung des Anstellwinkels erhöhen, wobei ein größerer Schulterdurchmesser bzw. eine kleinere Blechdicke den Effekt des Anstellwinkels steigern.

In Kapitel 7 wurde mithilfe statistisch geplanter Schweißversuche am Beispiel von 4 mm dicken Blechen der Aluminiumlegierung EN AW-5083 ein empirisches Prozessmodell entwickelt. Als Zielgrößen wurden neben der Nahtqualität (Zugfestigkeit) auch die Prozessantworten (Drehmoment, Axialkraft, Temperatur) jeweils anhand eines Regressionsmodells in Abhängigkeit der Haupteinflussparameter (Drehzahl, Vorschubgeschwindigkeit, Anstellwinkel) unter Berücksichtigung der Störgröße Fügespalt beschrieben. Aus den Ergebnissen geht hervor, dass sich der negative Einfluss des Fügespalts auf die Zugfestigkeit der Schweißnaht durch entsprechende Anpassung der Prozessparameter reduzieren lässt und somit die tolerierbare Spaltbreite erhöht werden kann. Insbesondere der Anstellwinkel ist hierfür geeignet, wobei Wechselwirkungen u. a. mit der Drehzahl und die geometrischen Restriktionen (Kapitel 6) zu beachten sind. Die Auswertung der Schweißnahtqualität in Abhängigkeit der Prozessantworten ergab, dass für die einzelnen Prozessantworten Grenzwerte festgelegt werden können, anhand derer eine Bewertung der Nahtqualität auf Basis der definierten Kriterien für die tolerierbare Spaltbreite möglich ist. Für eine zuverlässige Bewertung der Nahtqualität sind dabei die Grenzwerte aller Prozessantworten gleichermaßen zu berücksichtigen.

Nachdem mit dem empirischen Prozessmodell in erster Linie der Einfluss der einzelnen Prozessparameter auf die jeweiligen Prozessantworten beschrieben wurde, stellt das teilanalytische Modell in Kapitel 8 die Wirkzusammenhänge der Prozessantworten untereinander im Zusammenspiel mit dem Werkstoffverhalten in den Vordergrund. Dazu wurde das Drehmoment in Abhängigkeit der Temperatur und der Axialkraft entwickelt, die beide als Messwerte vorliegen müssen. Zentraler Modellierungsansatz war dabei die Formulierung der Schubspannung im Werkzeug-Werkstück-Kontakt, basierend auf den Mechanismen von Reibung und plastischer Deformation, deren Anteile am Drehmoment mithilfe des sogenannten Haftmaßes beschrieben wurden. Neben der in der Literatur vorzufindenden Drehzahlabhängig-

keit des Haftmaßes konnte auch eine Abhängigkeit von der Pingeometrie nachgewiesen werden. So liegt bei runden Pins ohne seitliche Abflachungen im Vergleich zu konturierten Pins mit tiefen Abflachungen ein deutlich kleineres Haftmaß vor. Ein empirischer Abgleich belegte, dass die Anwendung des teilanalytischen Modelles auch auf andere Blechdicken möglich ist. Für die Übertragung des Modells auf andere Legierungen ist jedoch eine Anpassung des Haftmaßes erforderlich, die im Fall der hier betrachteten Legierungen auf Basis der Dehngrenzen erfolgen kann.

9.2 Nutzenbewertung

Empirisches Prozessmodell

Mithilfe des empirischen Prozessmodells (Kapitel 7) lässt sich der Einfluss des Fügespalts auf die Nahtqualität – hier beschrieben durch die Zugfestigkeit – und die Prozessantworten beim FSW abschätzen. Darüber hinaus zeigt das Modell auf, wie die Prozessparameter anzupassen sind, um den negativen Einfluss des Fügespalts auf die Zugfestigkeit zu reduzieren bzw. zu eliminieren. Somit kann zum einen bei vorgegebenen Prozessparametern die Spalttoleranz vorhergesagt werden und zum anderen während des Prozesses auf Änderungen der Spaltbreite durch entsprechende Anpassung der Prozessparameter reagiert werden. Dadurch lassen sich einerseits Ausschuss vermeiden bzw. reduzieren und andererseits der Prüfaufwand verringern, indem die Zugfestigkeit anhand der Prozessantworten während des Fügeprozesses überwacht werden kann. Mithilfe des Zusammenhangs zwischen der Nahtqualität und den Prozessantworten kann zudem die Übertragbarkeit des Prozesses zwischen unterschiedlichen Schweißanlagen verbessert werden, da diese Korrelation im Gegensatz zum direkten Zusammenhang zwischen den Prozessparametern und der Nahtqualität anlagenunabhängig ist.

In der Praxis kann folglich ein Fügespalt bis zur Größe der Spalttoleranz zugelassen und dementsprechend der Aufwand, der zur Sicherstellung eines technischen Nullspalts erforderlich wäre, reduziert werden. So lässt sich beispielsweise die Spanntechnik aufwandsärmer gestalten, da abhängig von der Schweißaufgabe ggf. auf seitliche Flachspanner verzichtet werden kann und/oder die Spanntechnik weniger steif ausgeführt werden muss. Ebenso können die Anforderungen an die Oberflächenqualität der Stoßkanten gesenkt werden, sodass diese nicht zwingend gefräst oder gesägt werden müssen, sondern beipielsweise das kostengünstigere Abkanten mithilfe einer Schlagschere ausreichend ist.

Besonders zum Tragen kommen diese Aspekte z. B. beim Verschließen von Kühlkanälen in Gussgehäusen mithilfe von Blechen, die in eine vorgefräste Tasche im Gussgehäuse eingelegt und verschweißt werden. Aus Kostengründen handelt es sich bei den Einlegeblechen oftmals um Stanzteile, die Prinzip bedingt abgerundete Kanten aufweisen und aufgrund von Fertigungsungenauigkeiten sowohl beim Stanzen als auch beim Fräsen der Tasche von der Fräskontur abweichen können. Daher ist ein umlaufender Nullspalt mit vertretbarem Aufwand nicht darstellbar. In diesem Anwendungsfall kann anhand des empirischen Prozessmodells geprüft werden, ob und mit welchen Prozessparametern der Fügespalt überbrückbar ist.

Schließlich bietet das Modell eine Entscheidungsgrundlage dafür, den FSW-Prozess und die Anlagentechnik abhängig von der Zielsetzung des Anwenders so auszulegen, dass die Kriterien Zeit, Qualität und Maschinenbelastung entsprechend priorisiert werden. Ist beispielsweise aufgrund einer kurzen Taktzeit eine hohe Schweißgeschwindigkeit notwendig, so lässt sich mithilfe des Modells die resultierende Maschinenbelastung bei geforderter Nahtqualität bestimmen. Darauf basierend kann der Anwender die Maschine adäquat dimensionieren.

Teilanalytisches Prozessmodell
Das teilanalytische Prozessmodell dient in erster Linie zur Steigerung des Prozessverständnisses, indem es einen physikalischen Zusammenhang zwischen den relevanten Prozessantworten Drehmoment, Temperatur und Axialkraft unter Berücksichtigung der Werkzeuggeometrie, des Werkstoffverhaltens sowie der Störgröße Fügespalt aufzeigt. Dabei lassen sich aus dem Abgleich von Modell- und Messwerten wichtige Erkenntnisse zu den im Werkzeug-Werkstück-Kontakt vorherrschenden Bedingungen, d. h. zum Anteil von *Gleiten* und *Haften* bzw. von plastischer Deformation und Reibung, ableiten. Ebenso geht daraus hevor, wie diese Bedingungen vom Werkstoff und von der Pingeometrie abhängen.

Im Vergleich zu FE-Simulationsmodellen benötigt das teilanalytische Prozessmodell eine äußerst kurze Berechnungszeit, die im Bereich weniger Millisekunden liegt. Vor diesem Hintergrund kann das hier entwickelte Modell grundsätzlich auch für Prozessregelungsaufgaben verwendet werden.

9.3 Ausblick

Durch die Einbeziehung der Prozessantworten Drehmoment, Temperatur und Axialkraft in die empirische Prozessmodellierung konnte das Prozessverständnis mit Blick auf die bisher weitestgehend als „Black Box“ betrachteten Zusammenhänge

zwischen den Prozessparametern, der Störgröße Fügespalt und der Nahtqualität deutlich erweitert werden. Die gewonnenen Erkenntnisse können unmittelbar in die Entwicklung einer Prozessregelung zur online-Kompensation des negativen Spalteinflusses auf die Nahtqualität einfließen. Beim Entwurf der Regelungsstrategie ist dabei die Kernfrage nach der Anzahl der erforderlichen Regelgrößen zu beantworten, nachdem für eine zuverlässige Beurteilung der Nahtqualität während des Fügeprozesses idealerweise alle drei Prozessantworten gleichermaßen, mindestens aber die Temperatur und die Axialkraft, zu berücksichtigen sind (Abschnitt 7.4.2). Weiterer Forschungsbedarf besteht bezüglich der Übertragbarkeit des empirischen Prozessmodells auf andere Aluminiumlegierungen, allen voran auf die in dieser Arbeit nicht untersuchten aushärtbaren Legierungen. Soll das Anwendungsspektrum zudem auf Gussbauteile ausgeweitet werden, so sind zusätzlich zum Fügespalt v. a. auch der Kantenversatz und Poren als Störgrößen zu beachten.

Für die systemtechnische Umsetzung der Prozessregelung muss zum einen die Fügespaltbreite vor dem Werkzeug beispielsweise mithilfe einer Kamera in Kombination mit optischer Bildverarbeitung detektiert und in einen Regelkreis eingebunden werden. Zum anderen müssen die erforderlichen Regelgrößen, d. h. die Prozessantworten, die Rückschlüsse auf die Nahtqualität erlauben, von der verwendeten Systemtechnik bereitgestellt werden. Dabei sind insbesondere für kostengünstige und industrietaugliche Lösungen zur Erfassung der Schweißnahttemperatur in der Prozesszone noch weitere Entwicklungsanstrengungen zu unternehmen.

Um die Validität des teilanalytischen Modells zu verbessern, sind in erster Linie die Gültigkeitsbereiche der bestehenden Materialgesetze hinsichtlich der beim Rührreibschweißen vorliegenden Prozessbedingungen, die durch jeweils höhere Temperaturen, Dehnungen und Dehnraten charakterisiert sind, zu erweitern. Gegenstand künftiger Forschungsarbeiten müssen aber auch die komplexen Kontaktbedingungen zwischen dem Werkzeug und dem umliegenden Werkstoff sein, um eine präzisere Beschreibung des Zusammenspiels von Reibung und plastischer Deformation zu ermöglichen. Dabei ist v. a. der Einfluss des Werkstoffs auf die Kontaktbedingungen noch unklar. Zwar wurde im Fall der beiden hier untersuchten naturharten Legierungen EN AW-5083 und EN AW-1050A eine Abhängigkeit des Haftmaßes von der Dehngrenze ausgemacht. Ob dies allerdings für andere Aluminiumlegierungen, insbesondere für die aushärtbaren Legierungen, gleichermaßen gilt, müssen weitere Validierungen zeigen. Hierbei kann auf die Vorgehensweise aus Abschnitt 8.5.2 zurückgegriffen werden.

Die künftige Verbreitung des Rührreibschweißens im industriellen Umfeld hängt nicht zuletzt davon ab, wie robust der Fügeprozess gegenüber störenden Einflussfaktoren gestaltet werden kann und wie prozesssicher die Schweißnahtqualität online überwacht und kontrolliert werden kann. Mit dieser Arbeit wurde ein Beitrag zur Schaffung des hierfür erforderlichen Prozesswissens geleistet.

10 Literaturverzeichnis

ARBEGAST 2005

Arbegast, W. J.: Using Process Forces as a Statistical Process Control Tool for Friction Stir Welds. In: Jata, K. V. et al. (Hrsg.): Friction Stir Welding and Processing III. Materials Park, Ohio: ASM International 2005, S. 193-204. ISBN: 978-0-87339-584-7.

ARORA ET AL. 2009

Arora, A.; Nandan, R.; Reynolds, A. P.; DebRoy, T.: Torque, power requirement and stir zone geometry in friction stir welding through modeling and experiments. Scripta Materialia 60 (2009) 1, S. 13-16.

ARORA ET AL. 2011A

Arora, A.; DebRoy, T.; Bhadeshia, H. K. D. H.: Back-of-the-envelope calculations in friction stir welding – Velocities, peak temperature, torque, and hardness. Acta Materialia 59 (2011) 5, S. 2020-2028.

ARORA ET AL. 2011B

Arora, A.; De, A.; DebRoy, T.: Toward optimum friction stir welding tool shoulder diameter. Scripta Materialia 64 (2011) 1, S. 9-12.

ASKARI ET AL. 2001

Askari, A.; Silling, S.; London, B.; Mahoney, M.: Modeling and Analysis of Friction Stir Welding Processes. In: Jata, K. V. et al. (Hrsg.): Friction Stir Welding and Processing. Warrendale (PA, USA): The Minerals, Metals & Materials Society 2001, S. 43-54. ISBN: 978-0873395021.

ASSIDI ET AL. 2010

Assidi, M.; Fourment, L.; Guerdoux, S.; Nelson, T.: Friction model for friction stir welding process simulation: Calibrations from welding experiments. International Journal of Machine Tools and Manufacture 50 (2010) 2, S. 143-155.

BARNES ET AL. 2006

Barnes, J. E.; McMichael, J.; Reynolds, A.: Effects of friction stir welding defects on 7075 joint strength and fatigue life. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 6th International Friction Stir Welding Symposium. Saint-Sauveur (Kanada), 10.-13.10.2006. Cambridge, UK: TWI 2006. ISBN: 1-903761-05-0.

BEAMISH ET AL. 2006

Beamish, K.; Ezeilo, A.; Smith, S.; Lewis, P.; Cheetham, P.: Development of a low cost friction stir welding monitoring system. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 6th International Friction Stir Welding Symposium. Saint-Sauveur (Kanada), 10.-13.10.2006. Cambridge, UK: TWI 2006. ISBN: 1-903761-05-0.

BLAU 2001
Blau, J. P.: The significance and use of the friction coefficient. Tribology International 34 (2001) 9, S. 585-591.

BOWDEN & HUGHES 1939
Bowden, F. P.; Hughes, T. P.: The friction of clean metals and the influence of adsorbed gases. The temperature coefficient of friction. Proceedings of the Royal Society A 172 (1939) o. Nr., S. 263-279.

BRUNHUBER 1991
Brunhuber, E. (Hrsg.): Giesserei Lexikon. 15. Aufl. Berlin: Schiele & Schön 1991. ISBN: 3794905164.

BUFFA ET AL. 2006
Buffa, G.; Fratini, L.; Shivpuri, R.: Friction Stir Welding of Tailored Blanks: Investigation on Process Feasibility. CIRP Annals - Manufacturing Technology 55 (2006) 1, S. 279-282.

BURFORD ET AL. 2012
Burford, D.; Boldsaikhan, E.; Wiley, A.: Early Detection of Volumetric Defects Using e-NDE during Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 9th International Friction Stir Welding Symposium. Von Braun Center, Huntsville, Alabama, USA, 15.-17.05.2012. Cambridge, UK: TWI 2012. ISBN: 978-1-903761-090-0.

CEDERQVIST & REYNOLDS 2001
Cederqvist, L.; Reynolds, A. P.: Factors Affecting the Properties of Friction Stir Welded Aluminum Lap Joints. Welding Research Supplement to the Welding Journal 80 (2001) 12, S. 281-287.

CHEN ET AL. 2003
Chen, C.; Kovacevic, R.; Jandgric, D.: Acoustic Emission in Monitoring Quality of Weld in Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 4th International Symposium on Friction Stir Welding. Park City (USA), 14.-16.05.2003. Cambridge, UK: TWI 2003. ISBN: 1-903761-01-8.

CHEN ET AL. 2006
Chen, H.; Yan, K.; Lin, T.; Chen, S.; Jiang, C.; Zhao, Y.: The investigation of typical defects for 5456 aluminum alloy friction stir welds. Materials Science and Engineering A 433 (2006) 1-2, S. 64-69.

CHRISTNER & SYLVA 1996
Christner, B. K.; Sylva, G. D.: Friction stir weld development for aerospace application. (Hrsg.): Proceedings of The International Conference on Advances in Welding Technology: The Joining of High-Performance Materials. Columbus, OH (USA), 06.-08.11.1996. 1996, S. 359-368.

CINGARA ET AL. 1995
Cingara, G. A.; McQueen, H. J.; Hopkins, A.; Jain, V.; Perovic, D. D.: Hot Deformation Mechanisms of an AF(UDRI) Al-Li Based Alloy. In: Jata, K. et al. (Hrsg.): Ligth Weight Alloys for Aerospace Application. Warrendale (PA, USA): The Minerals, Metals & Materials Society 1995, S. 333-347. ISBN: 0-87339-302-3.

COLE ET AL. 2012
Cole, E. G.; Ferrier, N. J.; Zinn, M. R.; Duffie, N. A.; Pfefferkorn, F. E.: Forge force reduction via tool design variation. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 9th International Friction Stir Welding Symposium. Von Braun Center, Huntsville, Alabama, USA, 15.-17.05.2012. Cambridge, UK: TWI 2012. ISBN: 978-1-903761-090-0.

COLEGROVE & SHERCLIFF 2003
Colegrove, P. A.; Shercliff, H. R.: Experimental and numerical analysis of aluminium alloy 7075-T7351 friction stir welds. Science and Technology of Welding and Joining 8 (2003) 5, S. 360-368.

COLEGROVE & SHERCLIFF 2004
Colegrove, P. A.; Shercliff, H. R.: Modelling the Friction Stir Welding of Aerospace Alloys. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 5th International Friction Stir Welding Symposium. Metz (Frankreich), 14.-16.09.2004. Cambridge, UK: TWI 2004. ISBN: 1-903761-04-2.

COLEGROVE ET AL. 2007
Colegrove, P. A.; Shercliff, H. R.; Zettler, R.: A Model for Predicting the Heat Generation and Temperature in Friction Stir Welding from the Material Properties. Science and Technology of Welding and Joining 12 (2007) 4, S. 284-297.

COLLIGAN & MISHRA 2008
Colligan, K. J.; Mishra, R. S.: A conceptual model for the process variables related to heat generation in friction stir welding of aluminum. Scripta Materialia 58 (2008) 5, S. 327-331.

COLLIGAN 2008
Colligan, K. J.: A Proposed Conceptual Model of the Process Variables Related to Heat Generation in Friction Stir Welding Aluminum. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 7th International Friction Stir Welding Symposium. Awaji Island (Japan), 20.-22.5.2008. Cambridge, UK: TWI 2008. ISBN: 13-978-1-903761-06-9.

COLLIGAN ET AL. 2003
Colligan, K. J.; Xu, J.; Pickens, J. R.: Welding Tool and Process Parameter Effects in Friction Stir Welding of Alluminum Alloys. In: Jata, K. V. et al. (Hrsg.): Friction Stir Welding and Processing II. Warrendale (PA, USA): The Minerals, Metals & Materials Society 2003, S. 181-190. ISBN: 0-87339-536-0.

COOK ET AL. 2004
Cook, G. E.; Crawford, R.; Clark, D. E.; Strauss, A. M.: Robotic friction stir welding. Industrial Robot: An International Journal 31 (2004) 1, S. 55-63.

CUI ET AL. 2010
Cui, S.; Chen, Z. W.; Robson, J. D.: A model relating tool torque and its associated power and specific energy to rotation and forward speeds during friction stir welding/processing. International Journal of Machine Tools and Manufacture 50 (2010) 12, S. 1023-1030.

CZICHOS & HABIG 2010
Czichos, H.; Habig, K.-H.: Tribologie-Handbuch. Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik. 3. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner 2010. ISBN: 978-3-8348-0017-6.

DAVIS ET AL. 1990
Davis, J. R.; Allen, P.; Lampman, S. R.; Zorc, T. B.; Henry, S. D.; Daquila, J. L.; Ronke, A. W.; Jakel, J.; O'Keefe, K. L.; Stedfeld, R. L. (Hrsg.): Metals Handbook. Volume 2 Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials. 10. Aufl. Materials Park, Ohio, USA: ASM International 1990. ISBN: 0-87170-378-5. (2).

DEBROY & BHADESHIA 2010
DebRoy, T.; Bhadeshia, H. K.: Friction stir welding of dissimilar alloys – a perspective. Science and Technology of Welding and Joining 15 (2010) 4, S. 266-270.

DENG ET AL. 2001
Deng, Z.; Lovell, M. R.; Tagavi, K. A.: Influence of Material Properties and Forming Velocity on the Interfacial Slip Characteristics of Cross Wedge Rolling. Journal of Manufacturing Science and Engineering 123 (2001) 4, S. 647-653.

DIN EN 14610
DIN EN 14610: Schweißen und verwandte Prozesse - Begriffe für Metallschweißprozesse. Berlin: Beuth 2004.

DIN EN 1706
DIN EN 1706: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Gussstücke – Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften. Berlin: Beuth 2013.

DIN EN 485-2
DIN EN 485-2: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Bänder, Bleche und Platten – Teil 2: Mechanische Eigenschaften. Berlin: Beuth 2013.

DIN EN 485-3
DIN EN 485-3: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Bänder, Bleche und Platten - Teil 3: Grenzabmaße und Formtoleranzen für warmgewalzte Erzeugnisse. Berlin: Beuth 2003.

DIN EN 485-4
DIN EN 485-4: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Bänder, Bleche und Platten - Teil 4: Grenzabmaße und Formtoleranzen für kaltgewalzte Erzeugnisse. Berlin: Beuth 1994.

DIN EN 515
DIN EN 515: Aluminium und Aluminiumlegierungen Halbzeug Bezeichnungen der Werkstoffzustände. Berlin: Beuth 1993.

DIN EN 573-3
DIN EN 573-3: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug – Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen. Berlin: Beuth 2013.

DIN EN ISO 17639
DIN EN ISO 17639: Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen – Makroskopische und mikroskopische Untersuchungen von Schweißnähten. Berlin: Beuth 2013.

DIN EN ISO 25239-1
DIN EN ISO 25239-1: Rührreibschweißen – Aluminium – Teil 1: Begriffe. Berlin: Beuth 2012.

DIN EN ISO 25239-4
DIN EN ISO 25239-4: Rührreibschweißen – Aluminium – Teil 4: Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren. Berlin: Beuth 2012.

DIN EN ISO 25239-5
DIN EN ISO 25239-5: Rührreibschweißen – Aluminium – Teil 5: Qualitäts- und Prüfungsanforderungen. Berlin: Beuth 2012.

DIN EN ISO 4136
DIN EN ISO 4136: Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen – Querzugversuch. Berlin: Beuth 2013.

DIN EN ISO 5173
DIN EN ISO 5173: Zerstörende Prüfungen von Schweißnähten an metallischen Werkstoffen – Biegeprüfungen. Berlin: Beuth 2012.

DIN EN ISO 6507-1
DIN EN ISO 6507-1: Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren. Berlin: Beuth 2006.

DIN EN ISO 6520-2
DIN EN ISO 6520-2: Schweißen und verwandte Prozesse – Einteilung von geometrischen Unregelmäßigkeiten an metallischen Werkstoffen – Teil 2: Pressschweißungen. Berlin: Beuth 2013.

DIN EN ISO 6892-1
DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe – Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Berlin: Beuth 2009.

DIN EN ISO 8062-3
DIN EN ISO 8062-3: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) - Maß-, Form- und Lagetoleranzen für Formteile - Teil 3: Allgemeine Maß-, Form- und Lagetoleranzen und Bearbeitungszugaben für Gussstücke. Berlin: Beuth 2008.

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

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

ELANGOVAN ET AL. 2008
Elangovan, K.; Balasubramanian, V.; Babu, S.: Developing an Empirical Relationship to Predict Tensile Strength of Friction Stir Welded AA2219 Aluminum Alloy. Journal of Materials Engineering and Performance 17 (2008) 6, S. 820-830.

EUROPEAN ALUMINIUM ASSOCIATION 2013
European Aluminium Association: Aluminium in cars. Unlocking the lightweighting potential. Brüssel: 2013.

FEHRENBACHER ET AL. 2008
Fehrenbacher, A.; Pfefferkorn, F. E.; Zinn, M. R.; Ferrier, N. J.; Duffie, N. A.: Closed-loop Control of Temperature in Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 7th International Friction Stir Welding Symposium. Awaji Island (Japan), 20.-22.5.2008. Cambridge, UK: TWI 2008. ISBN: 13-978-1-903761-06-9.

FEHRENBACHER ET AL. 2011
Fehrenbacher, A.; Duffie, N. A.; Ferrier, N. J.; Pfefferkorn, F. E.; Zinn, M. R.: Toward Automation of Friction Stir Welding Through Temperature Measurement and Closed-Loop Control. Journal of Manufacturing Science and Engineering 133 (2011) 5, S. 1-12.

FEHRENBACHER ET AL. 2012
Fehrenbacher, A.; Duffie, N. A.; Ferrier, N. J.; Zinn, M. R.; Pfefferkorn, F. E.: Tool-workpiece interface temperature measurement and improved closed-loop control in friction stir welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 9th International Friction Stir Welding Symposium. Von Braun Center, Huntsville, Alabama, USA, 15.-17.05.2012. Cambridge, UK: TWI 2012. ISBN: 978-1-903761-090-0.

FEHRENBACHER ET AL. 2014
Fehrenbacher, A.; Duffie, N. A.; Ferrier, N. J.; Pfefferkorn, F. E.; Zinn, M. R.: Effects of tool–workpiece interface temperature on weld quality and quality improvements through temperature control in friction stir welding. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 71 (2014) 1-4, S. 165-179.

FRATINI ET AL. 2007
Fratini, L.; Buffa, G.; Shivpuri, R.: Improving friction stir welding of blanks of different thicknesses. Material Science and Engineering 459 (2007) 1-2, S. 209-215.

FRIGAARD ET AL. 2001
Frigaard, Ø.; Grong, Ø.; Midling, O. T.: A Process Model for Friction Stir Welding of Age Hardening Aluminum Alloys. Metallurgical and Materials Transactions A 32 (2001) 5, S. 1189-1200.

FUJII ET AL. 2006
Fujii, H.; Cui, L.; Maeda, M.; Nogi, K.: Effect of tool shape on mechanical properties and microstructure of friction stir welded aluminum alloys. Material Science and Engineering A 419 (2006) 1-2, S. 25-31.

GEBHARD & ZAEH 2006
Gebhard, P.; Zaeh, M. F.: Empirical model for the tool shoulder temperature during friction stir welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 6th International Friction Stir Welding Symposium. Saint-Sauveur (Kanada), 10.-13.10.2006. Cambridge, UK: TWI 2006. ISBN: 1-903761-05-0.

GEBHARD & ZÄH 2008
Gebhard, P.; Zäh, M. F.: Force Control Design for CNC Milling Machines for Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 7th International Friction Stir Welding Symposium. Awaji Island (Japan), 20.-22.5.2008. Cambridge, UK: TWI 2008. ISBN: 13-978-1-903761-06-9.

GEBHARD 2011
Gebhard, P.: Dynamisches Verhalten von Werkzeugmaschinen bei Anwendung für das Rührreibschweißen. Diss. Technische Universität München (2011). München: Utz 2011. ISBN: 978-3-8316-4129-1. (Forschungsberichte iwb 253).

HAMILTON ET AL. 2008
Hamilton, C.; Dymek, S.; Sommers, A.: A thermal model of friction stir welding in aluminum alloys. International Journal of Machine Tools and Manufacture 48 (2008) 10, S. 1120-1130.

HORI ET AL. 1999
Hori, H.; Makita, S.; Hino, H.: Friction Stir Welding of Rolling Stock for Subway. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 1st International Symposium on Friction Stir Welding. Thousand Oaks (Kalifornien), 14.-16.06.1999. Cambridge: TWI 1999.

INADA ET AL. 2010
Inada, K.; Fujii, H.; Ji, Y. S.; Sun, Y. F.; Morisada, Y.: Effect of gap on FSW joint formation and development of friction powder processing. Science and Technology of Welding and Joining 15 (2010) 2, S. 131-136.

JOHNSON & COOK 1983
Johnson, G. R.; Cook, W. H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. (Hrsg.): Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics. Den Haag, Niederlande, 19.-21.04.1983. 1983, S. 541-548.

JOHNSON 2001
Johnson, R.: Forces in Friction Stir Welding of Aluminium Alloys. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 3rd International Friction Stir Welding Symposium. Port Island, Kobe (Japan), 27.-28.09.2001. Cambridge, UK: TWI 2001.

JONCKHEERE ET AL. 2012
Jonckheere, C.; Meester, B. de; Denquin, A.; Simar, A.: Effects of the relative mechanical strengths at high temperature in dissimila frction stir welds of 2014 to 6061 aluminum alloys. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 9th International Friction Stir Welding Symposium. Von Braun Center, Huntsville, Alabama, USA, 15.-17.05.2012. Cambridge, UK: TWI 2012. ISBN: 978-1-903761-090-0.

KALYA ET AL. 2007
Kalya, P.; Krishnamurthy, K.; Mishra, R. S.; Baumann, J. B.: Specific Energy and Temperature Mechanistic Models for Friction Stir Processing of Al-F357. In: Mishra, R. S. et al. (Hrsg.): Friction Stir Welding and Processing IV. Warrendale (PA, USA): The Minerals, Metals & Materials Society 2007, S. 113-125. ISBN: 978-0-87339-661-5.

KAMMER 2002
Kammer, C.: Aluminium Taschenbuch. Grundlagen und Werkstoffe. 16. Aufl. Düsseldorf: Aluminium-Verlag 2002. ISBN: 3-87017-274-6. (1).

KAMMER 2003
Kammer, C. (Hrsg.): Aluminium Taschenbuch. Weiterverarbeitung und Anwendung. 16. Aufl. Düsseldorf: Aluminium-Verlag 2003. ISBN: 3-87017-275-4. (3).

KHANDKAR ET AL. 2003
Khandkar, M. Z.; Khan, J. A.; Reynolds, A. P.: Prediction of temperature distribution and thermal history during friction stir welding: input torque based model. Science and Technology of Welding and Joining 8 (2003) 3, S. 165-174.

KIM ET AL. 2006
Kim, Y. G.; Fujii, H.; Tsumura, T.; Komazaki, T.; Nakata, K.: Three defect types in friction stir welding of aluminum die casting alloy. Material Science and Engineering A 415 (2006) 1-2, S. 250-254.

KIM ET AL. 2010
Kim, D.; Badarinarayan, H.; Kim, J. H.; Kim, C.; Okamoto, K.; Wagoner, R. H.; Chung, K.: Numerical simulation of friction stir butt welding process for AA5083-H18 sheets. European Journal of Mechanics A/Solids 29 (2010) 2, S. 204-215.

KONG & ASHBY 1991
Kong, H. S.; Ashby, M. F.: Friction-Heating Maps and Their Applications. MRS Bulletin 16 (1991) 10, S. 41-48.

KUMAR ET AL. 2013
Kumar, S. S.; Ashok, S. D.; Narayanan, S.: Investigation of Friction Stir Butt Welded Aluminium Alloy Flat Plates using Spindle Motor Current Monitoring Method. Procedia Engineering 64 (2013) o. Nr., S. 915-925.

KUYKENDALL ET AL. 2013
Kuykendall, K.; Nelson, T.; Sorensen, C.: On the selection of constitutive laws used in modeling friction stir welding. International Journal of Machine Tools and Manufacture 74 (2013) o. Nr., S. 74-85.

LEITÃO ET AL. 2009
Leitão, C.; Emilio, B.; Chaparro, B. C.; Rodrigues, D. M.: Formability of similar and dissimilar friction stir welded AA 5182-H111 and AA 6016-T4 tailored blanks. Materials and Design 30 (2009) 8, S. 3235-3242.

LEITÃO ET AL. 2012
Leitão, C.; Louro, R.; Rodrigues, D. M.: Using torque sensitivity analysis in accessing Friction Stir Welding/Processing conditions. Journal of Materials Processing Technology 212 (2012) 10, S. 2051-2057.

LEONARD & LOCKYER 2003
Leonard, A. J.; Lockyer, S. A.: FLAWS IN FRICTION STIR WELDS. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 4th International Symposium on Friction Stir Welding. Park City, Utah (USA), 14.-16.05.2003. Cambridge, UK: TWI 2003. ISBN: 1-903761-01-8.

LI & LOVELL 2005
Li, Q.; Lovell, M.: On the critical interfacial friction of a two-roll CWR process. Journal of Materials Processing Technology 160 (2005) 2, S. 245-256.

LIENERT ET AL. 2003
Lienert, T. J.; Stellwang, W. L.; Lehman, L. R.: Heat Inputs, Peak Temperatures and Process Effciencies for FSW. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 4th International Symposium on Friction Stir Welding. Park City (USA), 14.-16.05.2003. Cambridge (UK): TWI 2003. ISBN: 1-903761-01-8.

LOHWASSER & CHEN 2010
Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): Friction stir welding. Form basics to applications. 1. Aufl. Cambridge: Woodhead Publishing Limited 2010. ISBN: 978-1-84569-450-0.

LONG ET AL. 2007
Long, T.; Tang, W.; Reynolds, A. P.: Process response parameter relationships in aluminium alloy friction stir welds. Science and Technology of Welding and Joining 12 (2007) 4, S. 311-317.

LONGHURST ET AL. 2010
Longhurst, W. R.; Strauss, A. M.; Cook, G. E.; Fleming, P. A.: Torque control of friction stir welding for manufacturing and automation. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 51 (2010) 9-12, S. 905-913.

LUAN ET AL. 2004
Luan, G.; Wang, Y.; Ji, Y.; Sun, C.: Friction Stir Welding of Aluminum Cast Alloy. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 5th International Friction Stir Welding Symposium. Metz (Frankreich), 14.-16.09.2004. Cambridge, UK: TWI 2004. ISBN: 1-903761-04-2.

LUHN 2015
Luhn, T.: Expertengespräch zum Einfluss von Schwankungen der Werkstoffeigenschaften von Aluminium-Knetlegierungen auf den FSW-Prozess in der Praxis (Telefonat, 27.01.2015).

MAALEKIAN ET AL. 2008
Maalekian, M.; Kozeschnik, E.; Brantner, H. P.; Cerjak, H.: Comparative analysis of heat generation in friction welding of steel bars. Acta Materialia 56 (2008) 12, S. 2843-2855.

MAHONEY ET AL. 2008
Mahoney, M.; Steel, R.; Nelson, T.; Packer, T.; Sorensen, C.: Friction Stir Welding of HSLA-65 Steel with Low/No Distortion. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 7th International Friction Stir Welding Symposium. Awaji Island (Japan), 20.-22.5.2008. Cambridge (UK): TWI 2008. ISBN: 13-978-1-903761-06-9.

MARZBANRAD ET AL. 2014
Marzbanrad, J.; Akbari, M.; Asadi, P.; Safaee, S.: Characterization of the Influence of Tool Pin Profile on Microstructural and Mechanical Properties of Friction Stir Welding. Metallurgical and Materials Transactions B 45 (2014) 5, S. 1887-1894.

MAYER & SCHILLING 2007
Mayer, A.; Schilling, C.: Tailored Blanks aus Aluminium werden mit dem Rührreibschweißen gefertigt. Maschinenmarkt 42 (2007) o. Nr., S. 32-33.

MEHTA ET AL. 2013
Mehta, M.; Chatterjee, K.; De. A.: Monitoring torque and traverse force in friction stir welding from input electrical signatures of driving motors. Science and Technology of Welding and Joining 18 (2013) 3, S. 191-197.

MESTEK ET AL. 2012
Mestek, M.; Sünger, S.; Kahnert, M.; Zäh, M. F.: Friction stir welding of high-strength aluminum alloys (2xxx) for subsequent spinforming process. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 9th International Friction Stir Welding Symposium. Von Braun Center, Huntsville, Alabama, USA, 15.-17.05.2012. Cambridge (UK): TWI 2012, S. 39-46. ISBN: 978-1-903761-090-0.

MINTON ET AL. 2008
Minton, T.; Au, J.; Bulpett, R.: Friction Stir Welding of AA5083 and AA2004, commercially available SFP aluminium alloys, for subsequent superplastic forming. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 7th International Friction Stir Welding Symposium. Awaji Island (Japan), 20.-22.5.2008. Cambridge, UK: TWI 2008. ISBN: 13-978-1-903761-06-9.

MISHRA & MA 2005
Mishra, R. S.; Ma, Z. Y.: Friction stir welding and processing. Materials Science and Engineering R 50 (2005) 1-2, S. 1-78.

MISHRA & MAHONEY 2007
Mishra, R.; Mahoney, M. (Hrsg.): Friction Stir Welding and Processing. 1. Aufl. Materials Park, Ohio: ASM International 2007. ISBN: 978-0-87170-840-3.

NANDAN ET AL. 2007A
Nandan, R.; Prabu, B.; De, A.; DebRoy, T.: Improving Reliability of Heat Transfer and Materials Flow Calculations during Friction Stir Welding of Dissimilar Aluminum Alloys. Welding Journal 86 (2007) 10, S. 313-322.

NANDAN ET AL. 2007B
Nandan, R.; Roy, G. G.; Lienert, T. J.; DebRoy, T.: Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel. Acta Materialia 55 (2007) 3, S. 883-895.

NANDAN ET AL. 2008A
Nandan, R.; Lienert, T. J.; DebRoy, T.: Toward reliable calculations of heat and plastic flow during friction stir welding of Ti-6AI-4V alloy. International Journal of Materials Research 99 (2008) 4, S. 434-444.

NANDAN ET AL. 2008B
Nandan, R.; DebRoy, T.; Bhadeshia, H. K. D. H.: Recent Advances in Friction Stir Welding – Process, Weldment Structure and Properties. Progress in Materials Science 53 (2008) 6, S. 980-1023.

NELSON ET AL. 2008
Nelson, T.; Sorensen, C.; Packer, T.; Allen, C.: Qualification of Friction Stir Processing for Production Applications. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 7th International Friction Stir Welding Symposium. Awaji Island (Japan), 20.-22.5.2008. Cambridge, UK: TWI 2008. ISBN: 13-978-1-903761-06-9.

NISHIHARA & NAGASAKA 2003
Nishihara, T.; Nagasaka, Y.: Measurement of tool temperature during driction stir welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 4th International Symposium on Friction Stir Welding. Park City, Utah (USA), 14.-16.05.2003. Cambridge, UK: TWI 2003. ISBN: 1-903761-01-8.

NISSEN 1997
Nissen, V.: Einführung in Evolutionäre Algorithmen. Optimierung nach dem Vorbild der Evolution. Braunschweig/Wiesbaden: Vieweg 1997. ISBN: 978-3-528-05499-1.

OSTERMANN 2007
Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium. 2. Aufl. Berlin: Springer 2007. ISBN: 978-3-540-23882-9.

PEEL ET AL. 2006
Peel, M. J.; Steuwer, A.; Withers, P. J.; Dickerson, T.; Shi, Q.; Shercliff, H.: Dissimilar Friction Stir Welds in AA5083-AA6082. Dissimilar Friction Stir Welds in AA5083-AA6082. Part I: Process Parameter Effects on Thermal History and Weld Properties. Metallurgical and Materials Transactions A 37 (2006) 7, S. 2183-2193.

PEW ET AL. 2007
Pew, J. W.; Nelson, T. W.; Sorensen, C. D.: Torque based weld power model for friction stir welding. Science and Technology of Welding and Joining 12 (2007) 4, S. 341-347.

POPOV 2010
Popov, V. L.: Kontaktmechanik und Reibung. Von der Nanotribologie bis zur Erdbebendynamik. 2. Aufl. Heidelberg: Springer 2010. ISBN: 978-3-642-13301-5.

QIAN ET AL. 2013
Qian, J.; Li, J.; Sun, F.; Xiong, J.; Zhang, F.; Lin, X.: An analytical model to optimize rotation speed and travel speed of friction stir welding for defect-free joints. Scripta Materialia 68 (2013) 3-4, S. 175-178.

RECORD ET AL. 2004
Record, J. H.; Convingtion, J. L.; Nelson, T. W.; Sorensen, C. D.; Webb, B. W.: Fundamental Characterization of Friction Stir Welding. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 5th International Friction Stir Welding Symposium. Metz (Frankreich), 14.-16.09.2004. Cambridge, UK: TWI 2004. ISBN: 1-903761-04-2.

REINHARDT 2014
Reinhardt, S.: Bewertung der Ressourceneffizienz in der Fertigung. Diss. Technische Universität München (2013). München: Utz 2014. ISBN: 978-3-8316-4317-2. (Forschungsberichte iwb 278).

REYNOLDS & TANG 2001
Reynolds, A. P.; Tang, W.: Alloy, Tool Geometry, and Process Parameter Effects on Friction Stir Weld Energies and Resultant FSW Joint Properties. In: Jata, K. V. et al. (Hrsg.): Friction Stir Welding and Processing. Warrendale, PA (USA): The Minerals, Metals & Materials Society 2001. ISBN: 978-0873395021.

ROTH & ZAEH 2013
Roth, A.; Zaeh, M. F.: Friction Stir Welding of Die Cast Aluminum – Impact of Production Deviations. In: DebRoy, T. et al. (Hrsg.): Proceedings of the 9th International Conference on Trends in Welding Research. Chicago, Illinois, USA, 04.-08.06.2012. Materials Park, Ohio: ASM International 2013, S. 589-597. ISBN: 978-1-62708-998-2.

ROTH ET AL. 2011
Roth, A.; Krahn, O.; Zaeh, M. F.; Pries, H.; Dilger, K.: Rührreibschweißen von Aluminium-Druckguss. wt Werkstattstechnik online 101 (2011) 9, S. 558-563.

ROTH ET AL. 2014A
Roth, A.; Simon, F.; Zaeh, M. F.: Modeling the Impact of Gaps in Friction Stir Welding - An Empirical Approach. In: Canadian Institute of Mining, Metallurgy and Petroleum (Hrsg.): Conference Proceedings. Vancouver, British Columbia, Canada, 28.09. - 02.10.2014. 2014. ISBN: 978-1-926872-24-7.

ROTH ET AL. 2014B
Roth, A.; Hake, T.; Zaeh, M. F.: An analytical approach of modelling friction stir welding. Procedia CIRP 18 (2014) o. Nr., S. 197-202.

RUHSTORFER 2012
Ruhstorfer, M.: Rührreibschweißen von Rohren. Diss. Technische Universität München (2012). München: Utz 2012. ISBN: 978-3-8316-4197-0. (Forschungsberichte iwb 262).

SATO ET AL. 2002
Sato, Y. S.; Urata, M.; Kokawa, H.: Parameters Controlling Microstructure and Hardness during Friction-Stir Welding of Precipitation-Hardenable Aluminum Alloy 6063. Metallurgical and Materials Transactions A 33 (2002) 3, S. 625-635.

SCHEFFLER 1997
Scheffler, E.: Statistische Versuchsplanung und -auswertung. Eine Einführung für Praktiker. 3. Aufl. Stuttgart: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie 1997. ISBN: 3-342-00366-9.

SCHMIDT & HATTEL 2005A
Schmidt, H.; Hattel, J.: Modelling heat flow around tool probe in friction stir welding. Science and Technology of Welding and Joining 10 (2005) 2, S. 176-186.

SCHMIDT & HATTEL 2005B
Schmidt, H.; Hattel, J.: A local model for the thermomechanical conditions in friction stir welding. Material Science and Engineering 13 (2005) 1, S. 77-93.

SCHMIDT ET AL. 2004
Schmidt, H.; Hattel, J.; Wert, J.: An analytical model for the heat generation in friction stir welding. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering 12 (2004) 1, S. 143-157.

SCHUTZRECHT WO 9310935
SCHUTZRECHT WO 9310935 (10.06.1993). The Welding Insitute Pr.: PCT/GB92/02203 27.11.1992. Thomas, W. M.; Nicholas, E. D.; Needham, J. C.; Murch, M. G.; Templesmith, P.; Dawes, C. J.: Improvements relating to friction welding.

SCHUTZRECHT WO 9526254
SCHUTZRECHT WO 9526254 (05.10.1995). Norsk Hydro Pr.: PCT/NO95/00005 05.01.1995. Midling, O. T.; Morley, E. J.; Sandvik, A.: Friction stir welding.

SEIDEL & REYNOLDS 2003
Seidel, T. U.; Reynolds, A. P.: Two-Dimensional Friction Stir Welding Process Model Based on Fluid Mechanics. Science and Technology of Welding and Joining 8 (2003) 3, S. 175-183.

SELLARS & TEGART 1972
Sellars, C. M.; Tegart, W. J.: Hot Workability. Internation Metallurgical Reviews 17 (1972) 1, S. 1-24.

SHAW 1963
Shaw, M. C.: The role of friction in deformation processing. Wear 6 (1963) 2, S. 140-158.

SHEPPARD & JACKSON 1997
Sheppard, T.; Jackson, A.: Constitutive equations for use in prediction of flow stress during extrusion of aluminium alloys. Material Science and Technology 13 (1997) 3, S. 203-209.

SHEPPARD & TUTCHER 1981
Sheppard, T.; Tutcher, M. G.: Effect of process parameters on structure and properties of Al-5Mg-O-SMn alloy (AA 5456). Metals Technology 8 (1981) 1, S. 319-327.

SHEPPARD & WRIGHT 1979
Sheppard, T.; Wright, D. S.: Determination of flow stress: Part 1 constitutive equation for aluminium alloys at elevated temperatures. Metals Technology 6 (1979) 1, S. 215-223.

SHERCLIFF & COLEGROVE 2002
Shercliff, H.; Colegrove, P. A.: Modelling of Friction Stir Welding. In: Cerjak, H. (Hrsg.): Mathematical Modelling of Weld Phenomena 6. Leeds: Maney Publishing 2002, S. 927-974. ISBN: 978-1-902653-56-3.

SHULTZ ET AL. 2010
Shultz, E. F.; Cole, E. G.; Smith, C. B.; Zinn, M. R.; Ferrier, N. J.; Pfefferkorn, F. E.: Effect of Compliance and Travel Angle on Friction Stir Welding With Gaps. Journal of Manufacturing Science and Engineering 132 (2010) 4, S. 1-9.

SHULTZ ET AL. 2013
Shultz, E. F.; Fehrenbacher, A.; Pfefferkorn, F. E.; Zinn, M. R.; Ferrier, N. J.: Shared control of robotic friction stir welding in the presence of imperfect joint fit-up. Journal of Manufacturing Processes 15 (2013) 1, S. 25-33.

SIEBERTZ ET AL. 2010
Siebertz, K.; van Bebber, D.; Hochkirchen, T.: Statistische Versuchsplanung. Design of Experiments (DoE). Heidelberg: Springer 2010. ISBN: 978-3-642-05492-1.

SILVANUS ET AL. 2004
Silvanus, J.; Henneboehle, U.; Lohwasser, D.: Einfluss von Spalten und Kantenversatz auf die Nahtgüte beim FSW - Status. In: Zaeh, M. F. (Hrsg.): Fügetechnik im Leichtbau. Neu-Ulm (Deutschland), 16.-17.03.2004. München: Carl Hanser 2004.

SIMMER 2015
Simmer, J.: Expertengespräch zu Schwankungen der mechanischen Eigenschaften gewalzter Halbzeuge aus Aluminium (Telefonat, 26.01.2015).

SMITH ET AL. 2010
Smith, C. B.; Pfefferkorn, F. E.; Cole, E. G.; Fehrenbacher, A.; Ferrier, N. J.; Shultz, E. F.; Zinn, M. R.; Cerveny, L.; Hinrichs, J.: Qualification of a Low Force FSW Process for Portable FSW to be Applied to Assembly of Large Structure. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 8th International Friction Stir Welding Symposium. Timmendorfer Strand (Deutschland), 18.-20. Mai 2010. Cambridge, UK: TWI 2010.

SOUNDARARAJAN ET AL. 2005
Soundararajan, V.; Zekovic, S.; Kovacevic, R.: Thermo-mechanical model with adaptive boundary conditions for friction stir welding of Al 6061. International Journal of Machine Tools and Manufacture 45 (2005) 14, S. 1577-1587.

SU ET AL. 2013
Su, H.; Wu, C. S.; Pittner, A.; Rethmeier, M.: Simultaneous measurement of tool torque, traverse force and axial force in friction stir welding. Journal of Manufacturing Processes 15 (2013) 4, S. 495-500.

TAKAHARA ET AL. 2007
Takahara, H.; Motoyama, Y.; Tsujikawa, M.; Oki, S.; Chung, S. W.; Higashi, K.: Allowance of Deviation and Gap in Butt Joint on Friction Stir Welding. Advanced Materials Research 15-17 (2007) o. Nr., S. 375-380.

TELLO ET AL. 2010
Tello, K. E.; Gerlich, A. P.; Mendez, P. F.: Constants for hot deformation constitutive models for recent experimental data. Science and Technology of Welding and Joining 15 (2010) 3, S. 260-266.

THOMAS 1999
Thomas, W. M.: Friction Stir Welding of Ferrous Materials; A Feasibility Study. In: TWI Ltd. (Hrsg.): Proceedings of the 1st International Symposium on Friction Stir Welding. Thousand Oaks (Kalifornien), 14.-16.06.1999. Cambridge: TWI 1999.

VAN HAVER ET AL. 2007
van Haver, W.; Stassart, X.; de Meester, B.; Dhooge, A.: Friction stir welding of aluminium high pressure die castings: Study of welding parameters and gap bridgeability. In: JOM-Institute (Hrsg.): 14th International Conference on the Joining of Materials. Helsingør (Denmark), 29.04.-02.05. 2007. ISBN: 87-89582-15-2.

VÖLLNER 2010
Völlner, G.: Rührreibschweißen mit Schwerlast-Industrierobotern. Diss. Technische Universität München (2009). München: Utz 2010. ISBN: 978-3-8316-0955-0. (Forschungsberichte iwb 235).

WANJARA ET AL. 2013
Wanjara, P.; Monsarrat, B.; Larose, S.: Gap tolerance allowance and robotic operational window for friction stir butt welding of AA6061. Journal of Materials Processing Technology 213 (2013) 4, S. 631-640.

WATANABE ET AL. 2006
Watanabe, T.; Takayama, H.; Yanagisawa, A.: Joining of aluminum alloy to steel by friction stir welding. Journal of Materials Processing Technology 178 (2006) 1-3, S. 342-349.

WEGLOWSKI 2013
Weglowski, M. S.: Relationship between parameters of the FSW process and torque acting on a tool. Advances in Manufacturing Science and Technology 37 (2013) 3, S. 45-55.

WIDENER ET AL. 2006
Widener, C.; Tweedy, B.; Burford, D.: Effect of fit-up tolerances on the strength of friction stir welds. In: AIAA (Hrsg.): 47th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference. Newport (Rhode Island), 01.-04.05.2006. 2006, S. 7756-7764. ISBN: 1-56347-808-0.

YAN ET AL. 2005
Yan, J.; Sutton, A.; Reynolds, A. P.: Process-structure-property relationships for nugget and heat affected zone regions of AA2524-T351 friction stir welds. Science and Technology of Welding and Joining 10 (2005) 6, S. 725-736.

ZAEH & GEBHARD 2009
Zaeh, M. F.; Gebhard, P.: Übertragbarkeit von Schweißparametern beim Rührreibschweißen. In: DVS-Media GmbH (Hrsg.): Die Verbindungsspezialisten 2009. Düsseldorf: DVS Media 2009, S. 60-65. ISBN: 978-3-87155-584-8.

ZAEH & VOELLNER 2010
Zaeh, M. F.; Voellner, G.: Three-dimensional Friction Stir Welding Using a High Payload Industrial Robot. Production Engineering - Research and Development 4 (2010) 2, S. 127-133.

ZENER & HOLLOMON 1944
Zener, C.; Hollomon, J. H.: Effect of Strain Rate Upon Plastic Flow of Steel. Journal of Applied Physics 15 (1944) 1, S. 22-32.

ZHANG ET AL. 2007
Zhang, H. W.; Zhang, Z.; Chen, J. T.: 3D modeling of material flow in friction stir welding under different process parameters. Journal of Materials Processing Technology 183 (2007) 1, S. 62-70.

11 Studienarbeitsverzeichnis

Im Rahmen dieser Dissertation entstanden am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München (TUM) in den Jahren von 2010 bis 2015 unter wesentlicher wissenschaftlicher, fachlicher und inhaltlicher Anleitung des Autors die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten. In diesen wurden unter anderem Fragestellungen zur Modellierung des Rührreibschweißens unter besonderer Berücksichtigung der Spalttoleranz untersucht. Entstandene Ergebnisse sind teilweise in das vorliegende Dokument eingeflossen. Der Autor dankt allen Studierenden für ihr Engagement bei der Unterstützung dieser wissenschaftlichen Arbeit.

Studierende/r	**Studienarbeit**
Heigenhauser, Benedikt	Konzeption und Aufbau einer Temperatur-Messinfrastruktur für das Rührreibschweißen (*iwb*-Nr.: 2011/25; Abgabe: September 2011)
Spangler, Martin	Einfluss von Fertigungsabweichungen auf die Nahtqualität von rühreibgeschweißtem Aluminium-Druckguss (*iwb*-Nr.: 2011/120-S; Abgabe: Februar 2012)
Hinter, Manfred	Entwicklung und Konstruktion einer Mikrokontroller-gestützten elektronischen Schaltung zur drahtlosen Temperaturmessung beim Rührreibschweißen (*iwb*-Nr.: 2012/41-S; Abgabe: Mai 2012)
Hake, Tim	Entwicklung eines Prozessmodells für das Rührreibschweißen basierend auf Drehmoment und Temperatur (*iwb*-Nr.: 2012/87-D; Abgabe: Mai 2013)
Simon, Florian	Entwicklung eines Prozessmodells zur Kompensation des Fügespalts beim Rührreibschweißen (*iwb*-Nr.: 2013/40-D; Abgabe: Dezember 2013)
Lu, Xingze	Validierung eines Modells zum Rührreibschweißen (*iwb*-Nr.: 22029; Abgabe: Januar 2015)

12 Anhang

A1 Werkstoffe

Tabelle 12-1: Chemische Zusammensetzung der Versuchswerkstoffe nach DIN EN 573-3; alle Angaben in Gewichtsprozent

Legierung	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Andere	Al
EN AW-5083	0,40	0,40	0,10	0,40 - 1,0	4,0 - 4,9	0,05 - 0,25	0,25	0,15	max. 0,15	Rest
EN AW-1050A	0,25	0,40	0,05	0,05	0,05	-	0,07	0,05	0,03	Rest

Tabelle 12-2: Zugfestigkeit R_m und Dehngrenze $R_{p0,2}$ der Versuchswerkstoffe für den Blechdickenbereich von 3,0 bis 6,0 mm nach DIN EN 485-2; Solidustemperatur $T_{Solidus}$ nach DAVIS ET AL. (1990)

Legierung	Zustand	R_m N/mm²		$R_{p0,2}$ N/mm²		$T_{Solidus}$ °C
		min.	max.	min.	max.	
EN AW-5083	H111	275	350	125	-	590
EN AW-1050A	H111	65	95	20	-	646

A2 Spannvorrichtung mit integrierter Temperaturmessung

Die in der Schweißunterlage (Abbildung 12-1) integrierten Temperaturmessköpfe (TMK) dienen dem Schutz der Thermoelemente vor der mechanischen Belastung, die während des Schweißprozesses bei der Überfahrt des Werkzeugs entsteht. Das Thermoelement wurde im TMK mithilfe eines gut wärmeleitenden, elektrisch isolierenden, keramischen Klebstoffs fixiert. Die Bohrung im TMK musste einerseits möglichst tief sein, um das TE möglichst nahe an der Werkstückunterseite platzieren zu können. Andererseits war mit Blick auf die auftretenden Prozesskräfte auf eine ausreichende Wandstärke zu achten. Als Werkstoff für den TMK wurde daher eine Wolfram-Kupfer-Legierung gewählt, die eine hohe Wärmeleitfähigkeit mit hinreichender Festigkeit kombiniert.

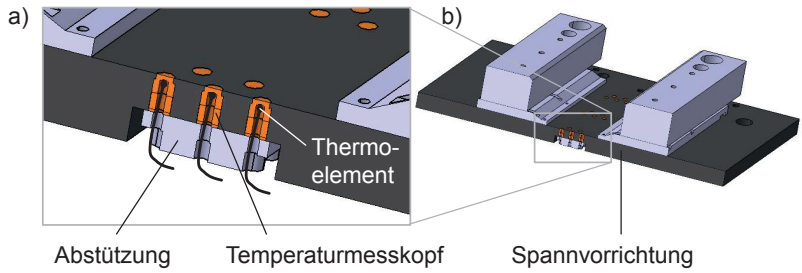


Abbildung 12-1: a) Detailansicht zum Aufbau eines Temperaturmessfeldes mit den einzelnen Temperaturmessköpfen; b) Schnittansicht der Spannvorrichtung mit integrierter Temperaturmessung (Werkstück nicht eingezeichnet) – schematisch

A3 Verifizierung der Eignung des IPM-Systems als Methode zur Drehmomentmessung

Zur Ermittlung des aus dem FSW-Prozess resultierenden Drehmoments M gemäß Gleichung (5-3) wurde das im lastfreien Zustand auftretende Leerlaufdrehmoment M_{LL} (Tabelle 12-3) für alle im Versuchsplan (Tabelle 12-5) benötigten Drehzahlwerte n gemessen.

Tabelle 12-3: Leerlaufdrehmoment M_{LL} der Werkzeugspindel des BAZ in Abhängigkeit der Drehzahl n; M_{LL} als Mittelwert einer 15 Sekunden langen Messung

Versuch	n in U/min	M_{LL} in Nm	Versuch	n in U/min	M_{LL} in Nm
LL1	400,0	6,9	LL11	1882,1	8,7
LL2	778,2	6,1	LL12	2100,0	8,7
LL3	833,3	5,8	LL13	2250,0	8,9
LL4	1000,0	4,6	LL14	2733,3	9,3
LL5	1146,2	4,1	LL15	2750,0	9,4
LL6	1200,0	3,9	LL16	3000,0	8,3
LL7	1466,7	3,5	LL17	3300,0	7,8
LL8	1500,0	3,5	LL18	3366,7	7,6
LL9	1514,1	3,4	LL19	3933,3	7,2
LL10	1800,0	8,5	LL20	4000,0	7,0

Das gemäß Gleichung (5-3) berechnete Drehmoment M^*_{IPM}, das auf der Drehmomentmessung mithilfe des IPM-Systems der Maschinensteuerung beruht, wurde durch die zeitgleiche Messung des Drehmoments mit einem Dynamometer verifiziert. In Abbildung 12-2 sind die Drehmomentverläufe beider Messsysteme dargestellt.

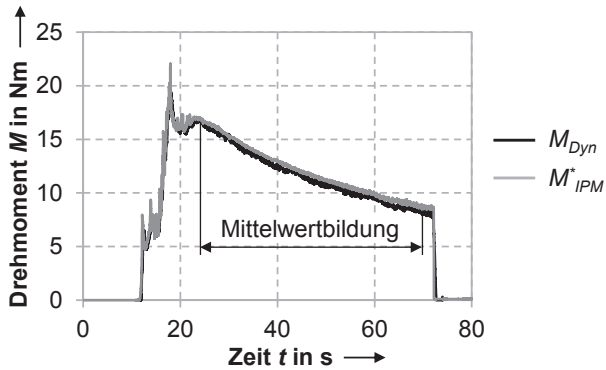


Abbildung 12-2: Drehmomentverlauf während eines Eintauchversuchs; simultane Messung mit Dynamometer (M_{Dyn}) und mit IPM-System (M^*_{IPM} nach Gleichung (5-3) mit $i_{Spindel}$ = 4 und M_{LL} = 3,75 Nm); Mittelwertbildung in markiertem Bereich zum quantitativen Vergleich beider Messmethoden (Tabelle 12-4)

Die gemäß Abbildung 12-2 gemittelten Messwerte der beiden Messsysteme sind in Tabelle 12-4 aufgelistet.

Tabelle 12-4: Vergleich der nach Gleichung (5-3) berechneten Drehmomentwerte M^*_{IPM} des IPM-Systems mit den Drehmomentwerten M_{Dyn} des Dynamometers; gemittelte Werte aus Eintauchversuchen (Abbildung 12-2)

Versuch	M^*_{IPM} in Nm	M_{Dyn} in Nm
M1	12,0	12,3
M2	2,1	2,1
M3	5,7	5,9
M4	7,0	6,9
M5	6,0	6,0
M6	6,0	6,1

A4 Herleitung des Transportvolumens des Pins

Das vom Pin transportierbare Werkstoffvolumen pro Werkzeugumdrehung V_T entspricht dem Volumen der Abflachungen. Dieses lässt sich durch Integration der Querschnittsflächen A_F (Abbildung 12-3) aller Abflachungen (Anzahl n_F) über die Pinlänge l_P nach Gleichung (12-1) berechnen:

$$V_T = n_F \int_0^{l_P} A_F(z)\, dz \tag{12-1}$$

Dabei ergibt sich A_F mithilfe einfacher geometrischer Zusammenhänge gemäß Gleichung (12-2). Es gilt:

$$A_F(z) = \arccos\left(1 - \frac{2t_F}{d_P(z)}\right) \frac{d_P^2(z)}{4} - \sqrt{t_F\,(d_P(z) - t_F)}\left(\frac{d_P(z)}{2} - t_F\right) \tag{12-2}$$

Der Pindurchmesser $d_P(z)$ berechnet sich im konischen Bereich nach Gleichung (6-3).

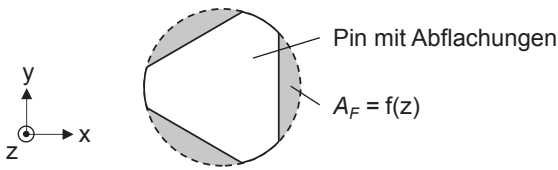


Abbildung 12-3: Schnittansicht eines Pins mit Abflachungen – A_F entspricht der Querschnittsfläche des von einer Abflachung transportierbaren Werkstoffvolumens

A5 Obergrenze für den Anstellwinkel

Aufgrund geometrischer Restriktionen ergibt sich für den Anstellwinkel α eine Obergrenze, die davon abhängt, ob die Pinlänge variabel einstellbar oder fest ist.

Bei Werkzeugen, die eine variable Einstellung der Pinlänge ermöglichen, kann α soweit erhöht werden, bis die hintere Schulterkante die Schweißunterlage berührt. Es gilt dann $Et = h$, woraus sich der maximale Anstellwinkel $\alpha_{max,Pin,var}$ wie folgt ergibt:

$$\alpha_{max} = \alpha_{max,Pin,var} = \arcsin\left(\frac{2\,(h - Et_{TCP})}{d_S}\right) \tag{12-3}$$

Im weitaus häufigeren Fall, dass die Pinlänge während des Schweißvorgangs nicht veränderbar ist, kommt es zur Kollision zwischen der hinteren Pinkante und der Schweißunterlage (Abbildung 12-4), wenn Gleichung (12-4) erfüllt ist.

$$a = \cos\beta \cdot b = h - Et_{TCP} \tag{12-4}$$

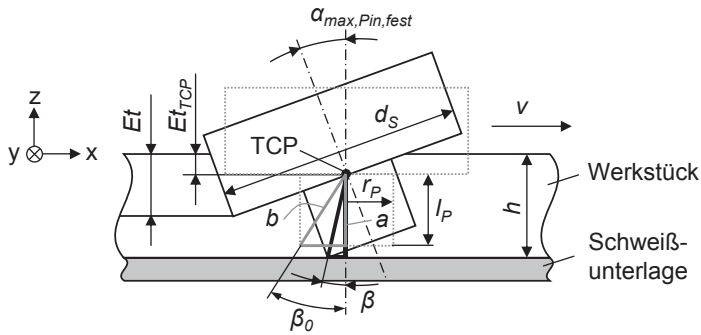


Abbildung 12-4: Schematische Darstellung der Obergrenze des Anstellwinkels $\alpha_{max,Pin,fest}$, bei der die hintere Pinkante mit der Schweißunterlage kollidiert (feste Pinlänge l_P)

Dabei ist a ein Maß für den vertikalen Abstand zwischen dem tiefsten Punkt des Pins und dem TCP in Abhängigkeit des Anstellwinkels α. Für $\alpha = 0°$ gilt $a = l_P$ und $\beta = \beta_0$. Das Hilfsmaß b und der Winkel β_0 sind nur von der Pingeometrie abhängig und ändern sich nicht mit α. Es gilt:

$$b = \sqrt{r_P^2 + l_P^2} \tag{12-5}$$

$$\beta_0 = \arctan\frac{r_P}{l_P} \tag{12-6}$$

Mit dem Winkel β aus Gleichung (12-4) sowie den Gleichungen (12-5) und (12-6) kann der maximal zulässige Anstellwinkel $\alpha_{max,Pin,fest}$ wie folgt berechnet werden:

$$\alpha_{max,Pin,fest} = \beta_0 - \beta = \arctan\frac{r_P}{l_P} - \arccos\left(\frac{h - Et_{TCP}}{\sqrt{r_P^2 + l_P^2}}\right) \tag{12-7}$$

Für $b < h - Et_{TCP}$ ist Gleichung (12-4) nicht lösbar. In diesem Fall besteht, unabhängig vom Anstellwinkel α, keine Gefahr für eine Kollision der hinteren Pinkante mit der Schweißunterlage.

A6 Technische Zeichnungen

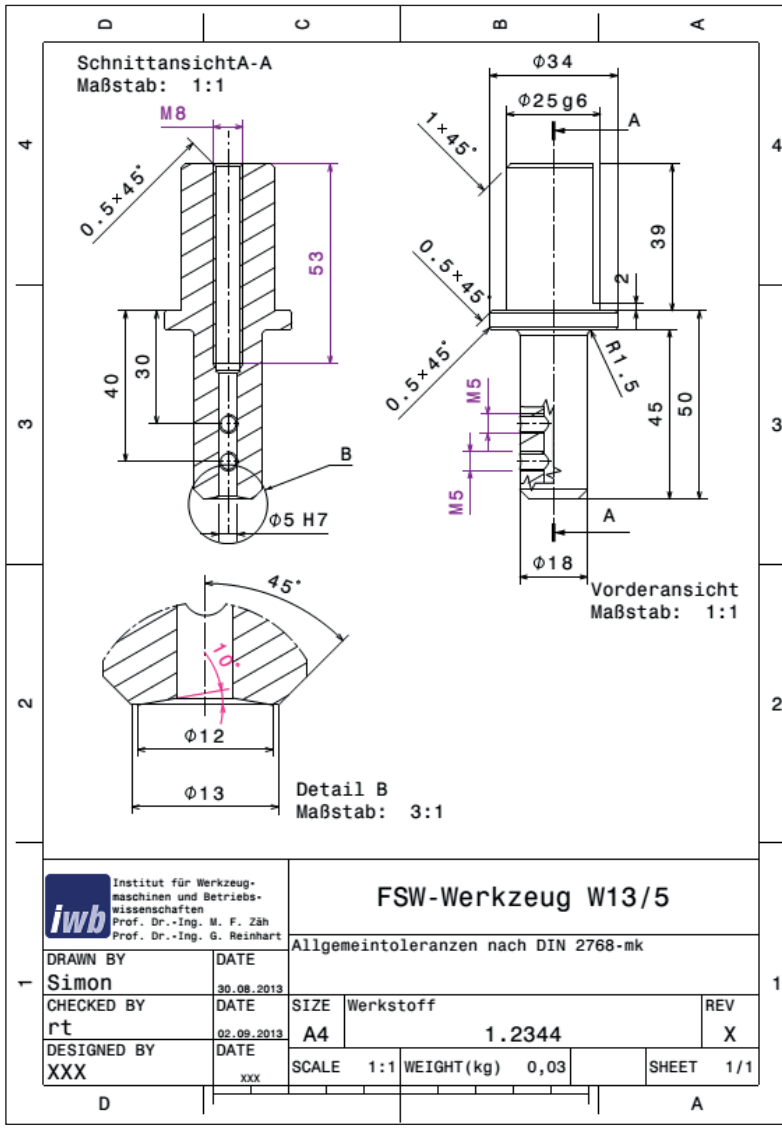


Abbildung 12-5: Zweiteiliges Werkzeug „W13/5“ mit d_S = 13 mm und d_P = 5 mm

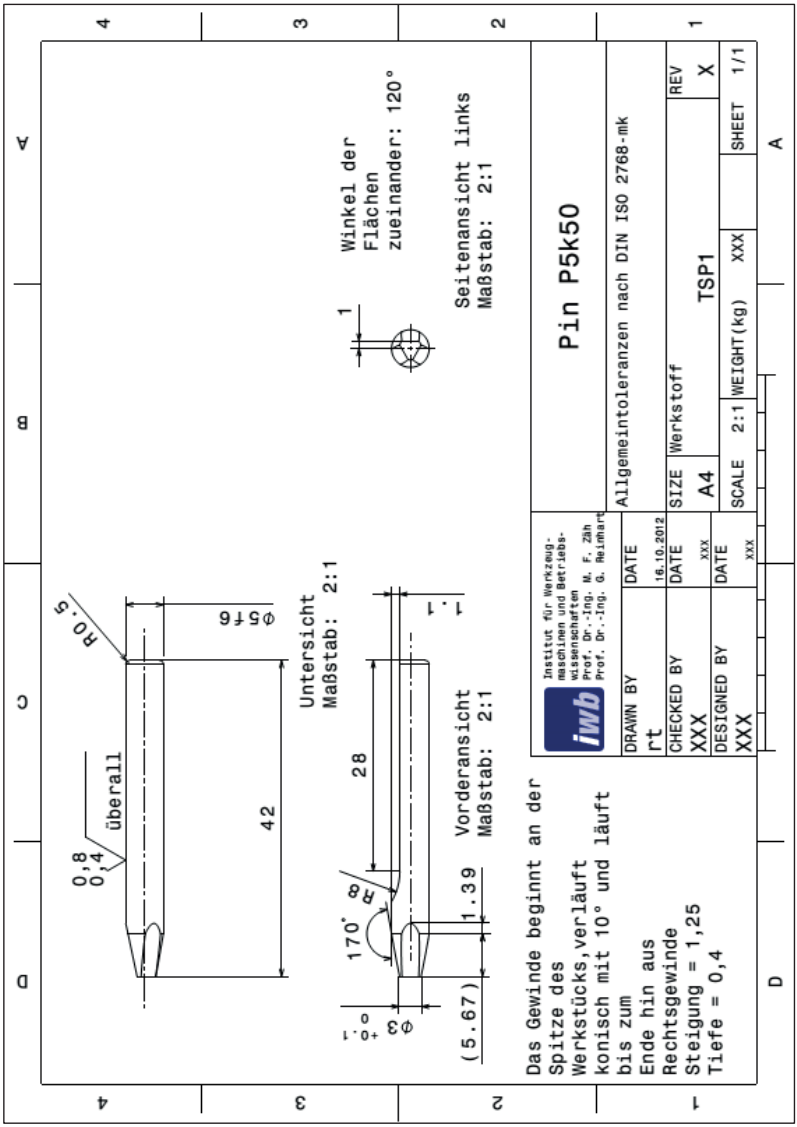


Abbildung 12-6: Konischer Pin „P5k50“ mit d_P = 5 mm und t_F = 0,5 mm

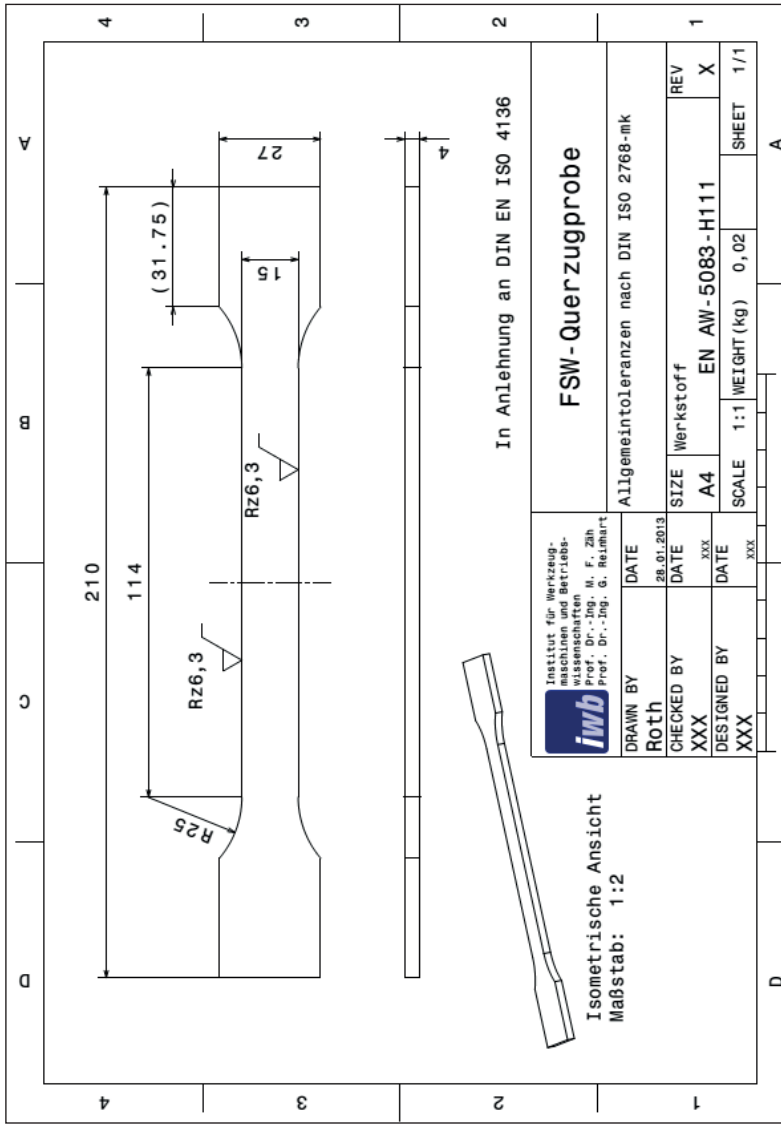


Abbildung 12-7: Zugprobengeometrie in Anlehnung an DIN EN ISO 4136 (Schweißnaht nicht eingezeichnet)

A7 Versuchsplan und -ergebnisse zum empirischen Modell

Tabelle 12-5: D-optimaler Versuchsplan mit Zusatzversuchen; Versuchsreihe VR2 gemäß Tabelle 5-2 (auf S. 72)

Versuch	*s* in mm	*n* in U/min	*v* in mm/min	*c* in mm	*α* in °
1	1,2	4000,0	750,0	0,6	4,0
2	1,2	2733,3	100,0	0,0	4,0
3	0,5	1146,2	333,3	0,3	2,0
4	1,2	1882,1	601,6	0,3	4,0
5	1,2	4000,0	333,3	0,0	3,0
6	0,5	2250,0	566,7	0,0	4,0
7	1,2	2250,0	566,7	0,0	4,0
8	1,2	2100,0	333,3	0,0	3,0
9	1,2	2100,0	566,7	0,0	3,0
10	1,2	1146,2	566,7	0,0	4,0
11	1,2	778,2	566,7	0,6	4,0
12	1,2	1882,1	1266,7	0,0	4,0
13	1,2	3366,7	333,3	0,0	2,0
14	1,2	1514,1	566,7	0,1	2,0
15	1,2	2100,0	1033,3	0,6	2,0
16	1,2	833,3	601,6	0,0	3,0
17	0,6	2100,0	800,0	0,0	3,0
18	0,6	2100,0	800,0	0,0	3,0
19	0,6	2100,0	800,0	0,0	3,0
20	0,0	1514,1	1033,3	0,0	2,0
21	0,0	833,3	333,3	0,0	4,0
22	0,2	3366,7	100,0	0,1	4,0
23	0,2	3000,0	1033,3	0,1	4,0
24	0,2	2100,0	1404,9	0,1	2,0
25	0,2	2100,0	566,7	0,0	3,0
26	0,4	2733,3	800,0	0,2	2,0
27	0,4	3933,3	800,0	0,0	2,0
28	0,4	1466,7	1003,3	0,1	4,0
29	0,6	2733,3	200,0	0,0	2,0

Versuch	*s* in mm	*n* in U/min	*v* in mm/min	*c* in mm	*α* in °
30	0,8	1882,1	566,7	0,1	2,0
31	0,8	2100,0	601,6	0,4	3,0
32	0,8	2733,3	601,6	0,0	4,0
33	0,8	3366,7	1225,0	0,0	4,0
34	1,0	1466,7	100,0	0,5	4,0
35	1,0	3366,7	566,7	0,5	2,0
36	1,0	2733,3	800,0	0,2	4,0
37	1,2	2733,3	1033,3	0,0	2,0
38	1,2	3366,7	566,7	0,4	3,0
39	1,2	2250,0	200,0	0,6	2,0
Zusatzversuche zur Bestimmung der Streuung					
40	0,0	1800,0	300,0	0,0	2,0
41	0,0	1800,0	300,0	0,0	2,0
42	0,0	1800,0	300,0	0,0	2,0

Tabelle 12-6: Messwerte für die Zielgrößen Y der Regressionsmodelle sowie die Porenfläche A_{Poren} und die Scherschichtbreite b_{SL} im Auswertebereich II (Abbildung 5-5 auf S. 70); Versuchsreihe VR2 gemäß Tabelle 5-2 (auf S. 72)

Versuch	T_S in °C	T_U in °C	F_a in kN	M in Nm	R_m in N/mm²	A_{Poren} in mm²	b_{SL} in mm
1	526,0	226,2	14,3	6,9	272,6	0,00	0,7
2	522,0	384,5	8,4	4,4	262,4	0,00	0,7
3	498,0	250,4	10,3	14,7	297,4	0,00	0,4
4	513,0	236,0	14,5	11,7	279,0	0,00	0,4
5	533,1	302,5	11,2	4,4	282,2	0,00	0,3
6	511,0	247,0	15,9	10,4	285,0	0,00	0,4
7	485,3	232,0	11,2	9,6	274,5	0,00	0,2
8	514,5	280,1	10,6	8,6	286,3	0,00	0,4
9	516,4	234,6	13,2	10,9	286,6	0,00	0,5
10	493,8	224,1	14,0	18,4	278,8	0,00	0,4
11	483,1	212,7	14,8	25,2	282,1	0,00	0,4
12	470,0	162,1	11,4	14,1	201,4	0,05	0,4

Versuch	T_S in °C	T_U in °C	F_a in kN	M in Nm	R_m in N/mm²	A_{Poren} in mm²	b_{SL} in mm
13	474,0	266,7	5,1	4,5	255,6	0,08	0,4
14	471,0	200,8	7,0	11,8	112,3	0,65	0,3
15	480,1	161,9	7,6	11,2	124,4	0,92	0,3
16	429,6	172,4	8,5	19,4	23,1	2,58	0,3
17	505,0	196,7	12,5	11,8	285,1	0,00	0,3
18	505,6	201,7	13,4	11,7	289,0	0,00	0,3
19	502,9	196,1	11,9	11,5	296,0	0,00	0,3
20	476,5	161,0	10,2	15,4	252,0	0,85	0,3
21	508,0	273,1	17,9	22,1	305,1	0,00	0,9
22	543,9	392,1	10,1	4,2	269,3	0,00	1,0
23	513,2	194,6	19,7	10,0	275,4	0,00	0,3
24	483,0	145,5	9,8	13,1	203,4	0,58	0,1
25	480,3	230,7	12,7	10,6	295,2	0,00	0,5
26	Fehler	200,5	9,3	8,1	299,1	0,00	0,4
27	518,9	208,9	11,5	6,6	270,7	0,02	0,5
28	491,0	176,0	16,1	17,5	294,3	0,00	0,3
29	510,8	337,4	8,7	5,3	297,9	0,00	0,6
30	490,2	218,4	9,2	10,1	295,0	0,00	0,3
31	491,8	224,2	13,2	10,8	290,2	0,00	0,4
32	522,5	234,9	16,6	8,5	280,8	0,00	0,6
33	509,0	168,7	15,4	9,2	272,7	0,00	0,4
34	516,1	375,0	10,8	10,0	273,9	0,00	1,2
35	498,5	220,7	6,3	5,5	287,8	0,01	0,3
36	513,0	204,0	16,5	9,5	279,0	0,00	0,4
37	461,7	162,9	6,1	7,6	94,1	1,42	0,5
38	512,0	230,4	9,2	6,1	280,7	0,00	0,4
39	515,1	305,1	5,9	6,5	290,2	0,00	0,4
Zusatzversuche zur Bestimmung der Streuung							
40	525,7	299,6	13,2	9,9	303,5	0,00	keine Werte aufgrund zu geringen Kontrasts
41	518,3	299,6	12,7	9,8	303,3	0,00	
42	507,0	298,8	12,2	9,7	304,6	0,00	

Tabelle 12-7: Regressionskoeffizienten für die Modelle im Auswertebereich II (Abbildung 5-5 auf S. 70) mit zugehörigem Bestimmtheitsmaß R^2; „-“ kennzeichnet nicht signifikante Effekte; Koeffizienten K_i sind jeweils mit der passenden physikalischen Einheit zu verstehen

		Zielgrößen *Y*				
Terme	K_i	T_S	T_U	F_a	***M***	R_m
-	K_0	494,7	207,5	13,0	9,7	304,2
s	K_1	2,0	-9,3	-2,6	-0,5	-4,6
n	K_2	4,0	21,8	0,4	-7,5	37,6
v	K_3	-21,5	-101,6	0,5	3,0	-71,2
c	K_4	-8,8	2,1	-	-	-66,2
α	K_5	12,5	14,5	3,1	0,9	6,9
s · n	K_6	-	-	-	-	-
s · v	K_7	-	-	-	-	-30,5
s · c	K_8	19,6	-	-	-	-
s · α	K_9	-	-	-	-	26,4
n · v	K_{10}	-	-	2,6	-	-
n · c	K_{11}	-	-	-	-	20,1
n · α	K_{12}	-	-	-	-1,0	-16,3
v · c	K_{13}	-	-	-	-	-23,5
v · α	K_{14}	-	-	1,1	-	32,9
c · α	K_{15}	-	5,8	-	-	-10,2
s^2	K_{16}	-	-	-	-	-24,7
n^2	K_{17}	-15,3	-19,2	-	5,0	17,5
v^2	K_{18}	-	62,8	-2,8	-0,7	-29,3
c^2	K_{19}	-	-	-	-	-
$α^2$	K_{20}	-	-	-	-	-35,5
s^3	K_{21}	-				-39,1
n^3	K_{22}	32,3				-34,2
v^3	K_{23}	-				-
c^3	K_{24}	-				72,1
$α^3$	K_{25}	-				-
Bestimmtheitsmaß R^2		0,823	0,984	0,858	0,982	0,961

Analog zu Abbildung 7-12 (auf S. 115) sind nachfolgend die Porenfläche und die Zugfestigkeit in Abhängigkeit der Temperatur in der Schweißunterlage T_U aufgetragen. Im Gegensatz zu T_S lässt sich bei T_U keine Grenztemperatur erkennen.

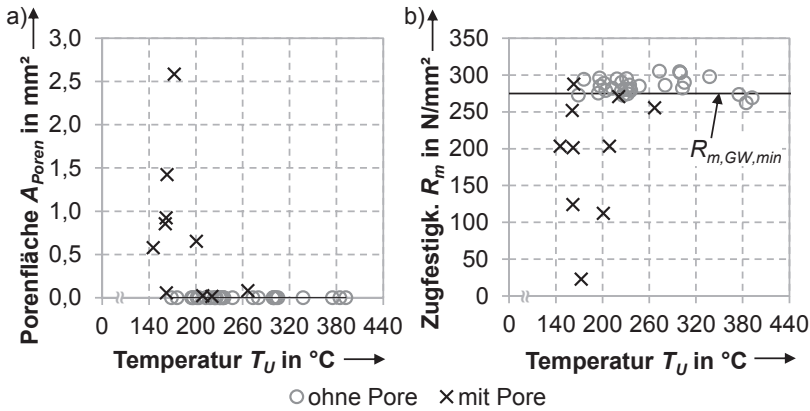


Abbildung 12-8: a) Porenfläche A_{Poren} und b) Zugfestigkeit R_m in Abhängigkeit der Temperatur in der Schweißunterlage T_U; Querschliff A bzw. Zugprobe II (Abbildung 5-5 auf S. 70); Messverfahren gemäß Abschnitt 5.6; Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

In Abbildung 12-9 sind die Querschliffe der beiden in Abbildung 7-12 (auf S. 115) als Ausnahmen gekennzeichneten Versuche Nr. 27 und Nr. 35 dargestellt. Da die vorhandenen Poren sehr klein und fein verteilt sind, wird die Mindestzugfestigkeit des Grundwerkstoffs $R_{m,GW,min}$ erreicht.

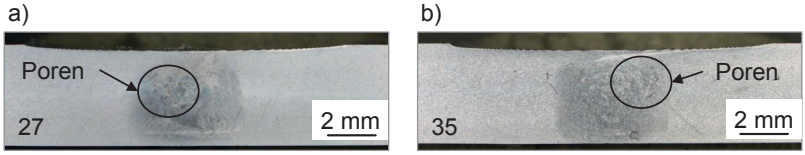


Abbildung 12-9: Querschliffe A gemäß Abbildung 5-5 (auf S. 70) der Versuche a) Nr. 27 und b) Nr. 35 mit geringfügigen Verdichtungsfehlern in Form von Poren; Versuchsreihe VR2 (Tabelle 5-2 auf S. 72)

Zur Verifizierung der Regressionsmodelle wurden zusätzliche Versuche durchgeführt. Die verwendeten Faktorstufenkombinationen und gemessenen Zielgrößen sind Tabelle 12-8 und Tabelle 12-9 zu entnehmen.

Tabelle 12-8: Faktorstufenkombinationen der Zusatzversuche zur Verifizierung der Regressionsmodelle

Versuch Nr.	*s* in mm	*n* in U/min	*v* in mm/min	*c* in mm	*α* in °
43	0,2	2750,0	400,0	0,0	2,0
44	0,6	1000,0	450,0	0,0	2,0
45	0,8	1000,0	100,0	0,4	3,0
46	0,4	1500,0	800,0	0,0	2,0
47	0,0	3300,0	800,0	0,0	2,0

Tabelle 12-9: Messwerte für die Zielgrößen der Zusatzversuche zur Verifizierung der Regressionsmodelle im Auswertebereich II gemäß Abbildung 5-5 (auf S. 70)

Versuch Nr.	T_S in °C	T_U in °C	F_a in kN	*M* in Nm	R_m in N/mm²
43	515,4	276,2	10,5	6,7	299,6
44	501,4	215,8	10,3	17,4	303,7
45	465,1	346,4	11,5	16,8	297,2
46	483,3	171,0	9,6	14,3	285,3
47	500,0	211,6	13,7	7,4	307,3

Die mithilfe der Regressionsmodelle berechneten Zielgrößen werden in Abbildung 12-10 mit den Messwerten der Zielgrößen (Tabelle 12-9) verglichen, wodurch eine Verifizierung der Regressionsmodelle möglich ist.

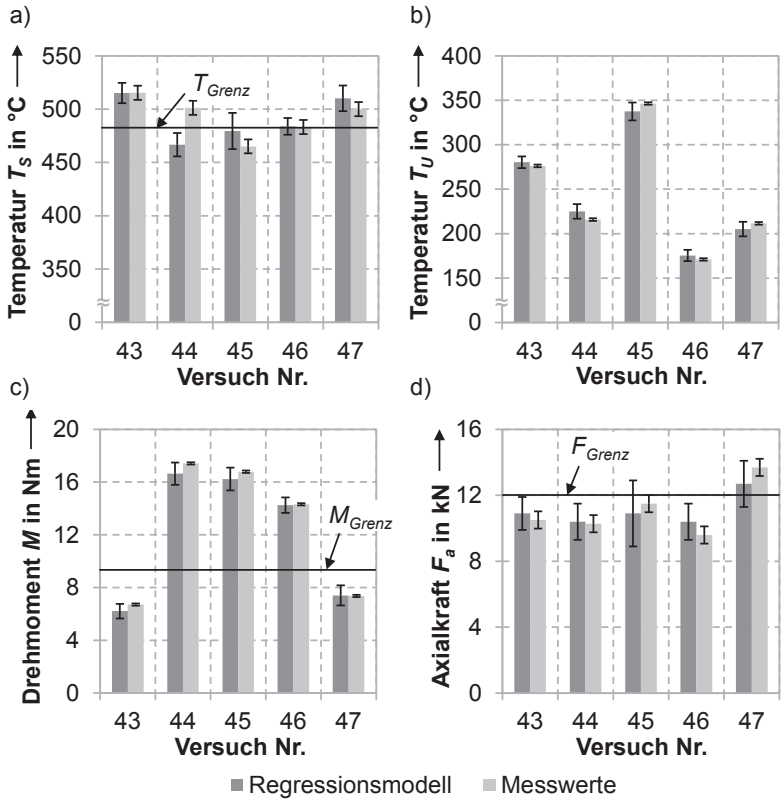


Abbildung 12-10: Verifizierung der Regressionsmodelle für a) die Temperatur in der Werkzeugschulter T_S, b) die Temperatur in der Schweißunterlage T_U, c) das Drehmoment M und d) die Axialkraft F_a anhand zusätzlicher Schweißversuche (Tabelle 12-8 im Anhang auf S. 191); Fehlerbalken der berechneten Werte zeigen den 95%-Vertrauensbereich des Regressionsmodells am entsprechenden Versuchspunkt; Fehlerbalken der Messwerte geben die gemittelte Standardabweichung gemäß Abbildung 7-9 (auf S. 111) an

A8 Teilanalytisches Modell

Basierend auf dem Ansatz aus Gleichung (8-7) kann das Drehmoment $M(s)$ in Abhängigkeit der Spaltbreite s mit den Gleichungen (8-9) und (8-10) wie folgt formuliert werden:

$$\begin{aligned} M(s) = \frac{2\,\pi}{3} \sum_{i=1}^{k} \left[(r_i^3 - r_{i-1}^3)\, \tau_{WWK,i}\big(s, r = r_{m,i}\big) \right] \\ + 2\, r_P^2\, l_P \left[\pi - \arcsin\left(\frac{s}{2\, r_P} \right) \right] \tau_{WWK}(s, r = r_P) \\ - \frac{\pi}{3} \sum_{i=1}^{l} \left[(r_i^3 - r_{i-1}^3)\, \tau_{WWK,i}\big(s, r = r_{m,i}\big) \right] \\ - \frac{2}{3} \sum_{i=l+1}^{k} \left[\arcsin\left(\frac{s}{2\, r_{m,i}} \right) (r_i^3 - r_{i-1}^3)\, \tau_{WWK,i}\big(s, r = r_{m,i}\big) \right] \end{aligned} \tag{12-8}$$

mit: $\tau_{WWK(,i)}(s) = \delta_H\, \dfrac{k_{f(,i)}}{\sqrt{3}} + (1 - \delta_H)\, \mu\, \dfrac{F_a}{\pi\, r_S^2 - r_S\, s}$

$$k_{f(,i)} = \frac{1}{\alpha_W} \ln \left\{ \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{(i)} \exp\left(\frac{Q_W}{R\, T_S} \right)}{A_W} \right)^{\frac{1}{m}} + \sqrt{\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{(i)} \exp\left(\frac{Q_W}{R\, T_S} \right)}{A_W} \right)^{\frac{2}{m}} + 1} \right\}$$

$$\dot{\varepsilon}_{(i)} = \frac{1}{2}\, \frac{\delta_H\, \omega\, r_{(m,i)}}{b_{SL}};\;\; r_{m,i} = \frac{r_{i-1} + r_i}{2};\;\; r_i = r_{i-1} + \frac{r_S}{k};\;\; l = \frac{s/2}{r_S/k}$$

k: Anzahl der Kreisringe
l: Anzahl der Kreissegmente mit $r_{m,i} \leq s/2$ ($l \in \mathbb{N}$)

In Abbildung 12-11a sind die gemäß Gleichung (12-8) mit $\delta_H = 0{,}3$ und $\mu = 0{,}3$ berechneten Drehmomentwerte M_a den Messwerten M_{Mess} der Versuchsreihe VR2 gegenübergestellt, wobei die Fließspannung k_f nach Gleichung (8-12) modifiziert wurde. Der resultierende Modellfehler e_{Modell} lässt eine deutliche Abhängigkeit von der Temperatur T_S erkennen (Abbildung 12-11b).

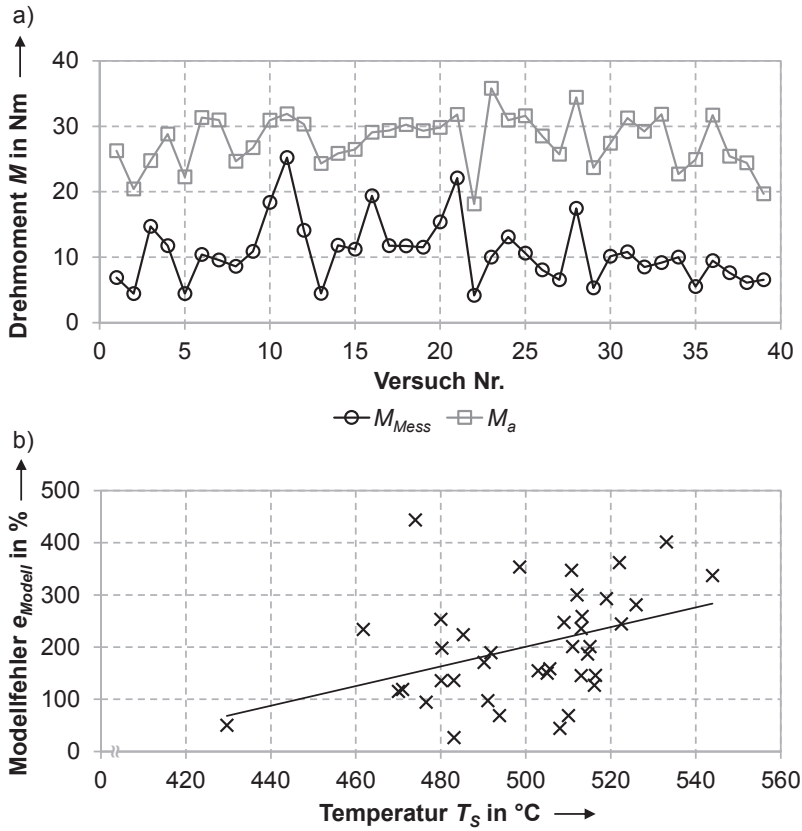


Abbildung 12-11: Verifikation des Modells mit modifizierter Fließspannung – a) Messwerte M_{Mess} der Versuchsreihe VR2 (Tabelle 12-6 im Anhang auf S. 187); Modellwerte M_a gemäß Gleichung (12-8) mit $\delta_H = 0{,}3$, $\mu = 0{,}3$ und modifizierter Fließspannung $k_{f,mod}$ (Gleichung (8-12)); sonstige Parameter gemäß Tabelle 12-10 (im Anhang auf S. 195); b) Modellfehler e_{Modell} (Gleichung (8-11)) abhängig von der Temperatur T_S

In Tabelle 12-10 sind die Parameter der verwendeten Werkzeuge und die Werkstoffkonstanten der in dieser Arbeit untersuchten Al-Legierungen EN AW-5083 und EN AW-1050A zusammengefasst.

Tabelle 12-10: Werkzeugparameter (vgl. auch Abschnitt 5.3.2) und Werkstoffkonstanten; EN AW-5083 nach TELLO ET AL. (2010), EN AW-1050A nach SHEPPARD & JACKSON (1997)

Werkzeugparameter				
Versuchsreihe	**r_P in mm**	**r_S in mm**	**l_P in mm**	
VR1 bis VR4	2,5	6,5	3,85	
VR5	2,0	5,0	2,85	
Werkstoffkonstanten				
Werkstoff	**α_W in mm²/N**	**Q_W in J/mol**	**m in -**	**A_W in 1/s**
EN AW-5083	0,0287	173.000	2,44	$1{,}64 \cdot 10^{10}$
EN AW-1050A	0,0370	156.888	3,84	$3{,}90 \cdot 10^{11}$

Die Schweißversuche mit den Al-Legierungen EN AW-5083 und EN AW-1050A ergaben annähernd gleich große Drehmomentmesswerte M_{Mess}. Hingegen zeigten sich deutliche Unterschiede bei der Axialkraft F_a.

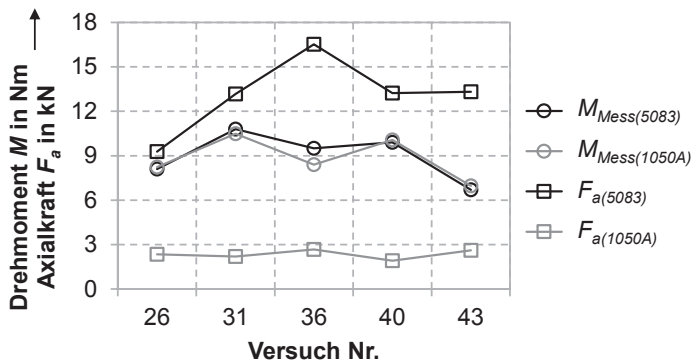


Abbildung 12-12: Messwerte für Drehmoment und Axialkraft – Vergleich der Legierungen EN AW-5083 und EN AW-1050A (Versuchsreihen VR2 und VR4 gemäß Tabelle 5-2 (auf S. 72)); Prozessparameter entsprechend den Versuchsnummern gemäß Tabelle 12-5 (im Anhang auf S. 186) und Tabelle 12-8 (im Anhang auf S. 191)

A9 Bestimmung der Scherschichtbreite

Zur Abschätzung der Scherschichtbreite b_{SL} wurde das Werkzeug in den Querschliff hineinprojiziert (Abbildung 12-13). Als Wert für die Scherschichtbreite wurde der Mittelwert aus vier Messpositionen verwendet, wobei jeweils an der Schulter und an der Pin-Mantelfläche auf der RS und der AS gemessen wurde. An der Schulter erfolgte die Messung bei $r = (r_P + r_S)/2$. Die Messposition an der Pin-Mantelfläche befand sich auf Höhe der halben Pinlänge l_P. Dabei hängt die Genauigkeit der Messung wesentlich davon ab, wie gut der Übergang zwischen der thermo-mechanisch beeinflussten Zone und der Wärmeeinflusszone (Abschnitt 2.2.2) im Querschliff zu erkennen ist. Unter vergleichbaren Prozessbedingungen bildet sich bei der Legierung EN AW-1050A im Vergleich zu EN AW-5083 eine deutlich breitere Scherschicht aus.

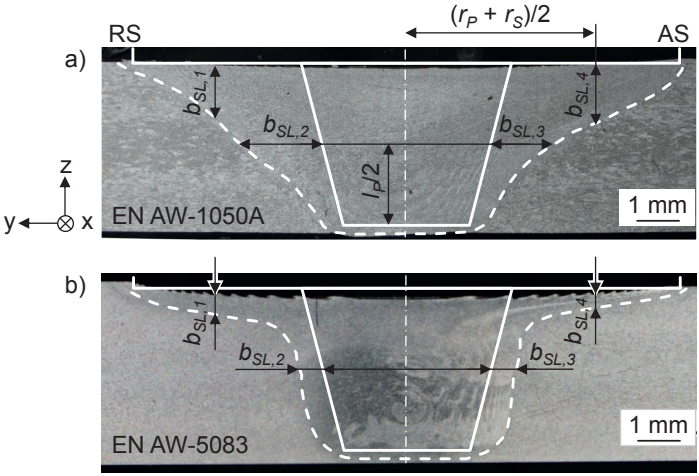


Abbildung 12-13: Querschliff mit hineinprojiziertem Werkzeug zur Bestimmung der Scherschichtbreite b_{SL} als Mittelwert der vier Messpositionen; Legierungen a) EN AW-1050A und b) EN AW-5083; Advancing Side (AS), Retreating Side (RS)

Seminarberichte IWB

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart und Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh,
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Seminarberichte IWB sind erhältlich im Buchhandel oder beim
Herbert Utz Verlag, München, Fax 089-277791-01, info@utzverlag.de, www.utzverlag.de

1 Innovative Montagesysteme - Anlagengestaltung, -bewertung und -überwachung
115 Seiten · ISBN 3-931327-01-9
2 Integriertes Produktmodell - Von der Idee zum fertigen Produkt
82 Seiten · ISBN 3-931327-02-7
3 Konstruktion von Werkzeugmaschinen - Berechnung, Simulation und Optimierung
110 Seiten · ISBN 3-931327-03-5
4 Simulation - Einsatzmöglichkeiten und Erfahrungsberichte
134 Seiten · ISBN 3-931327-04-3
5 Optimierung der Kooperation in der Produktentwicklung
95 Seiten · ISBN 3-931327-05-1
6 Materialbearbeitung mit Laser · von der Planung zur Anwendung
86 Seiten · ISBN 3-931327-76-0
7 Dynamisches Verhalten von Werkzeugmaschinen
80 Seiten · ISBN 3-931327-77-9
8 Qualitätsmanagement · der Weg ist das Ziel
130 Seiten · ISBN 3-931327-78-7
9 Installationstechnik an Werkzeugmaschinen · Analysen und Konzepte
120 Seiten · ISBN 3-931327-79-5
10 3D-Simulation - Schneller, sicherer und kostengünstiger zum Ziel
90 Seiten · ISBN 3-931327-10-8
11 Unternehmensorganisation - Schlüssel für eine effiziente Produktion
110 Seiten · ISBN 3-931327-11-6
12 Autonome Produktionssysteme
100 Seiten · ISBN 3-931327-12-4
13 Planung von Montageanlagen
130 Seiten · ISBN 3-931327-13-2
14 Nicht erschienen – wird nicht erscheinen
15 Flexible fluide Kleb/Dichtstoffe · Dosierung und Prozeßgestaltung
80 Seiten · ISBN 3-931327-15-9
16 Time to Market - Von der Idee zum Produktionsstart
80 Seiten · ISBN 3-931327-16-7
17 Industriekeramik in Forschung und Praxis - Probleme, Analysen und Lösungen
80 Seiten · ISBN 3-931327-17-5
18 Das Unternehmen im Internet - Chancen für produzierende Unternehmen
165 Seiten · ISBN 3-931327-18-3
19 Leittechnik und Informationslogistik - mehr Transparenz in der Fertigung
85 Seiten · ISBN 3-931327-19-1
20 Dezentrale Steuerungen in Produktionsanlagen – Plug & Play – Vereinfachung von Entwicklung und Inbetriebnahme
105 Seiten · ISBN 3-931327-20-5
21 Rapid Prototyping - Rapid Tooling - Schnell zu funktionalen Prototypen
95 Seiten · ISBN 3-931327-21-3
22 Mikrotechnik für die Produktion - Greifbare Produkte und Anwendungspotentiale
95 Seiten · ISBN 3-931327-22-1
24 EDM Engineering Data Management
195 Seiten · ISBN 3-931327-24-8
25 Rationelle Nutzung der Simulationstechnik - Entwicklungstrends und Praxisbeispiele
152 Seiten · ISBN 3-931327-25-6
26 Alternative Dichtungssysteme - Konzepte zur Dichtungsmontage und zum Dichtmittelauftrag
110 Seiten · ISBN 3-931327-26-4
27 Rapid Prototyping · Mit neuen Technologien schnell vom Entwurf zum Serienprodukt
111 Seiten · ISBN 3-931327-27-2
28 Rapid Tooling · Mit neuen Technologien schnell vom Entwurf zum Serienprodukt
154 Seiten · ISBN 3-931327-28-0
29 Installationstechnik an Werkzeugmaschinen · Abschlußseminar
156 Seiten · ISBN 3-931327-29-9
30 Nicht erschienen – wird nicht erscheinen
31 Engineering Data Management (EDM) · Erfahrungsberichte und Trends
183 Seiten · ISBN 3-931327-31-0
32 Nicht erschienen – wird nicht erscheinen
33 3D-CAD · Mehr als nur eine dritte Dimension
181 Seiten · ISBN 3-931327-33-7
34 Laser in der Produktion · Technologische Randbedingungen für den wirtschaftlichen Einsatz
102 Seiten · ISBN 3-931327-34-5
35 Ablaufsimulation · Anlagen effizient und sicher planen und betreiben
129 Seiten · ISBN 3-931327-35-3
36 Moderne Methoden zur Montageplanung · Schlüssel für eine effiziente Produktion
124 Seiten · ISBN 3-931327-36-1
37 Wettbewerbsfaktor Verfügbarkeit · Produktivitätsteigerung durch technische und organisatorische Ansätze
95 Seiten · ISBN 3-931327-37-X
38 Rapid Prototyping · Effizienter Einsatz von Modellen in der Produktentwicklung
128 Seiten · ISBN 3-931327-38-8
39 Rapid Tooling · Neue Strategien für den Werkzeug- und Formenbau
130 Seiten · ISBN 3-931327-39-6
40 Erfolgreich kooperieren in der produzierenden Industrie · Flexibler und schneller mit modernen Kooperationen
160 Seiten · ISBN 3-931327-40-X
41 Innovative Entwicklung von Produktionsmaschinen
146 Seiten · ISBN 3-89675-041-0
42 Stückzahlflexible Montagesysteme
139 Seiten · ISBN 3-89675-042-9
43 Produktivität und Verfügbarkeit · ...durch Kooperation steigern
120 Seiten · ISBN 3-89675-043-7
44 Automatisierte Mikromontage · Handhaben und Positionieren von Mikrobauteilen
125 Seiten · ISBN 3-89675-044-5
45 Produzieren in Netzwerken · Lösungsansätze, Methoden, Praxisbeispiele
173 Seiten · ISBN 3-89675-045-3
46 Virtuelle Produktion · Ablaufsimulation
108 Seiten · ISBN 3-89675-046-1

47 Virtuelle Produktion · Prozeß- und Produktsimulation
131 Seiten · ISBN 3-89675-047-X
48 Sicherheitstechnik an Werkzeugmaschinen
106 Seiten · ISBN 3-89675-048-8
49 Rapid Prototyping · Methoden für die reaktionsfähige Produktentwicklung
150 Seiten · ISBN 3-89675-049-6
50 Rapid Manufacturing · Methoden für die reaktionsfähige Produktion
121 Seiten · ISBN 3-89675-050-X
51 Flexibles Kleben und Dichten · Produkt-& Prozeßgestaltung, Mischverbindungen, Qualitätskontrolle
137 Seiten · ISBN 3-89675-051-8
52 Rapid Manufacturing · Schnelle Herstellung von Klein-und Prototypenserien
124 Seiten · ISBN 3-89675-052-6
53 Mischverbindungen · Werkstoffauswahl, Verfahrensauswahl, Umsetzung
107 Seiten · ISBN 3-89675-054-2
54 Virtuelle Produktion · Integrierte Prozess- und Produktsimulation
133 Seiten · ISBN 3-89675-054-2
55 e-Business in der Produktion · Organisationskonzepte, IT-Lösungen, Praxisbeispiele
150 Seiten · ISBN 3-89675-055-0
56 Virtuelle Produktion – Ablaufsimulation als planungsbegleitendes Werkzeug
150 Seiten · ISBN 3-89675-056-9
57 Virtuelle Produktion – Datenintegration und Benutzerschnittstellen
150 Seiten · ISBN 3-89675-057-7
58 Rapid Manufacturing · Schnelle Herstellung qualitativ hochwertiger Bauteile oder Kleinserien
169 Seiten · ISBN 3-89675-058-7
59 Automatisierte Mikromontage · Werkzeuge und Fügetechnologien für die Mikrosystemtechnik
114 Seiten · ISBN 3-89675-059-3
60 Mechatronische Produktionssysteme · Genauigkeit gezielt entwickeln
131 Seiten · ISBN 3-89675-060-7
61 Nicht erschienen – wird nicht erscheinen
62 Rapid Technologien · Anspruch – Realität – Technologien
100 Seiten · ISBN 3-89675-062-3
63 Fabrikplanung 2002 · Visionen – Umsetzung – Werkzeuge
124 Seiten · ISBN 3-89675-063-1
64 Mischverbindungen · Einsatz und Innovationspotenzial
143 Seiten · ISBN 3-89675-064-X
65 Fabrikplanung 2003 – Basis für Wachstum · Erfahrungen Werkzeuge Visionen
136 Seiten · ISBN 3-89675-065-8
66 Mit Rapid Technologien zum Aufschwung · Neue Rapid Technologien und Verfahren, Neue Qualitäten, Neue Möglichkeiten, Neue Anwendungsfelder
185 Seiten · ISBN 3-89675-066-6
67 Mechatronische Produktionssysteme · Die Virtuelle Werkzeugmaschine: Mechatronisches Entwicklungsvorgehen, Integrierte Modellbildung, Applikationsfelder
148 Seiten · ISBN 3-89675-067-4
68 Virtuelle Produktion · Nutzenpotenziale im Lebenszyklus der Fabrik
139 Seiten · ISBN 3-89675-068-2
69 Kooperationsmanagement in der Produktion · Visionen und Methoden zur Kooperation – Geschäftsmodelle und Rechtsformen für die Kooperation – Kooperation entlang der Wertschöpfungskette
134 Seiten · ISBN 3-98675-069-0
70 Mechatronik · Strukturdynamik von Werkzeugmaschinen
161 Seiten · ISBN 3-89675-070-4
71 Klebtechnik · Zerstörungsfreie Qualitätssicherung beim flexibel automatisierten Kleben und Dichten
ISBN 3-89675-071-2 · vergriffen
72 Fabrikplanung 2004 Ergfolgsfaktor im Wettbewerb · Erfahrungen – Werkzeuge – Visionen
ISBN 3-89675-072-0 · vergriffen
73 Rapid Manufacturing Vom Prototyp zur Produktion · Erwartungen – Erfahrungen – Entwicklungen
179 Seiten · ISBN 3-89675-073-9
74 Virtuelle Produktionssystemplanung · Virtuelle Inbetriebnahme und Digitale Fabrik
133 Seiten · ISBN 3-89675-074-7
75 Nicht erschienen – wird nicht erscheinen
76 Berührungslose Handhabung · Vom Wafer zur Glaslinse, von der Kapsel zur aseptischen Ampulle
95 Seiten · ISBN 3-89675-076-3
77 ERP-Systeme - Einführung in die betriebliche Praxis · Erfahrungen, Best Practices, Visionen
153 Seiten · ISBN 3-89675-077-7
78 Mechatronik · Trends in der interdisziplinären Entwicklung von Werkzeugmaschinen
155 Seiten · ISBN 3-89675-078-X
79 Produktionsmanagement
267 Seiten · ISBN 3-89675-079-8
80 Rapid Manufacturing · Fertigungsverfahren für alle Ansprüche
154 Seiten · ISBN 3-89675-080-1
81 Rapid Manufacturing · Heutige Trends – Zukünftige Anwendungsfelder
172 Seiten · ISBN 3-89675-081-X
82 Produktionsmanagement · Herausforderung Variantenmanagement
100 Seiten · ISBN 3-89675-082-8
83 Mechatronik · Optimierungspotenzial der Werkzeugmaschine nutzen
160 Seiten · ISBN 3-89675-083-6
84 Virtuelle Inbetriebnahme · Von der Kür zur Pflicht?
104 Seiten · ISBN 978-3-89675-084-6
85 3D-Erfahrungsforum · Innovation im Werkzeug- und Formenbau
375 Seiten · ISBN 978-3-89675-085-3
86 Rapid Manufacturing · Erfolgreich produzieren durch innovative Fertigung
162 Seiten · ISBN 978-3-89675-086-0
87 Produktionsmanagement · Schlank im Mittelstand
102 Seiten · ISBN 978-3-89675-087-7
88 Mechatronik · Vorsprung durch Simulation
134 Seiten · ISBN 978-3-89675-088-4
89 RFID in der Produktion · Wertschöpfung effizient gestalten
122 Seiten · ISBN 978-3-89675-089-1
90 Rapid Manufacturing und Digitale Fabrik · Durch Innovation schnell und flexibel am Markt
100 Seiten · ISBN 978-3-89675-090-7
91 Robotik in der Kleinserienproduktion – Die Zukunft der Automatisierungstechnik
ISBN 978-3-89675-091-4
92 Rapid Manufacturing · Ressourceneffizienz durch generative Fertigung im Werkzeug- und Formenbau
ISBN 978-3-89675-092-1
93 Handhabungstechnik · Innovative Greiftechnik für komplexe Handhabungsaufgaben
136 Seiten · ISBN 978-3-89675-093-8
94 iwb Seminarreihe 2009 Themengruppe Werkzeugmaschinen
245 Seiten · ISBN 978-3-89675-094-5
95 Zuführtechnik · Herausforderung der automatisierten Montage!
111 Seiten · ISBN 978-3-89675-095-2
96 Risikobewertung bei Entscheidungen im Produktionsumfeld · Seminar »Risiko und Chance«
151 Seiten · ISBN 978-3-89675-096-9
97 Seminar Rapid Manufacturing 2010 · Innovative Einsatzmöglichkeiten durch neue Werkstoffe bei Schichtbauverfahren
180 Seiten · ISBN 978-3-89675-097-6

98 Handhabungstechnik · Der Schlüssel für eine automatisierte Herstellung von Composite-Bauteilen
260 Seiten · ISBN 978-3-89675-098-3

99 Abschlussveranstaltung SimuSint 2010 · Modulares Simulationssystem für das Strahlschmelzen
270 Seiten · ISBN 978-3-89675-099-0

100 Additive Fertigung: Innovative Lösungen zur Steigerung der Bauteilqualität bei additiven Fertigungsverfahren
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-4114-7

101 Mechatronische Simulation in der industriellen Anwendung
91 Seiten · ISBN 978-3-8316-4149-9

102 Wissensmanagement in produzierenden Unternehmen
ISBN 978-3-8316-4169-7

103 Additive Fertigung: Bauteil- und Prozessauslegung für die wirtschaftliche Fertigung
ISBN 978-3-8316-4188-8

104 Ressourceneffizienz in der Lebensmittelkette
ISBN 978-3-8316-4192-5

105 Werkzeugmaschinen: Leichter schwer zerspanen! · Herausforderungen und Lösungen für die Zerspanung von Hochleistungswerkstoffen
120 Seiten · ISBN 978-3-8316-4217-5

106 Batterieproduktion – Vom Rohstoff bis zum Hochvoltspeicher
108 Seiten · ISBN 978-3-8316-4221-2

107 Batterieproduktion – Vom Rohstoff bis zum Hochvoltspeicher
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-4249-6

Forschungsberichte IWB Band 1-121

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. J. Milberg und Prof. Dr.-Ing. G. Reinhart,
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Band 1 -121 sind im Springer Verlag, Berlin, Heidelberg erschienen.

1 Streifinger, E.: Beitrag zur Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit moderner Fertigungsmittel
1986 · 72 Abb. · 167 Seiten · ISBN 3-540-16391-3

2 Fuchsberger, A.: Untersuchung der spanenden Bearbeitung von Knochen
1986 · 90 Abb. · 175 Seiten · ISBN 3-540-16392-1

3 Maier, C.: Montageautomatisierung am Beispiel des Schraubens mit Industrierobotern
1986 · 77 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-16393-X

4 Summer, H.: Modell zur Berechnung verzweigter Antriebsstrukturen
1986 · 74 Abb. · 197 Seiten · ISBN 3-540-16394-8

5 Simon, W.: Elektrische Vorschubantriebe an NC-Systemen
1986 · 141 Abb. · 198 Seiten · ISBN 3-540-16693-9

6 Büchs, S.: Analytische Untersuchungen zur Technologie der Kugelbearbeitung
1986 · 74 Abb. · 173 Seiten · ISBN 3-540-16694-7

7 Hunzinger, J.: Schneiderodierte Oberflächen
1986 · 79 Abb. · 162 Seiten · ISBN 3-540-16695-5

8 Pilland, U.: Echtzeit-Kollisionsschutz an NC-Drehmaschinen
1986 · 54 Abb. · 127 Seiten · ISBN 3-540-17274-2

9 Barthelmeß, P.: Montagegerechtes Konstruieren durch die Integration von Produkt- und Montageprozeßgestaltung
1987 · 70 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-18120-2

10 Reithofer, N.: Nutzungssicherung von flexibel automatisierten Produktionsanlagen
1987· 84 Abb. · 176 Seiten · ISBN 3-540-18440-6

11 Diess, H.: Rechnerunterstützte Entwicklung flexibel automatisierter Montageprozesse
1988 · 56 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-18799-5

12 Reinhart, G.: Flexible Automatisierung der Konstruktion und Fertigung elektrischer Leitungssätze
1988 · 112 Abb. · 197 Seiten · ISBN 3-540-19003-1

13 Bürstner, H.: Investitionsentscheidung in der rechnerintegrierten Produktion
1988 · 74 Abb. · 190 Seiten · ISBN 3-540-19099-6

14 Groha, A.: Universelles Zellenrechnerkonzept für flexible Fertigungssysteme
1988 · 74 Abb. · 153 Seiten · ISBN 3-540-19182-8

15 Riese, K.: Klipsmontage mit Industrierobotern
1988 · 92 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-19183-6

16 Lutz, P: Leitsysteme für rechnerintegrierte Auftragsabwicklung
1988 · 44 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-19260-3

17 Klippel, C.: Mobiler Roboter im Materialfluß eines flexiblen Fertigungssystems
1988 · 86 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-50468-0

18 Rascher, R.: Experimentelle Untersuchungen zur Technologie der Kugelherstellung
1989 · 110 Abb. · 200 Seiten · ISBN 3-540-51301-9

19 Heusler, H.-J.: Rechnerunterstützte Planung flexibler Montagesysteme
1989 · 43 Abb. · 154 Seiten · ISBN 3-540-51723-5

20 Kirchknopf, P: Ermittlung modaler Parameter aus Übertragungsfrequenzgängen
1989 · 57 Abb. · 157 Seiten · ISBN 3-540-51724-3

21 Sauerer, Ch.: Beitrag für ein Zerspanprozeßmodell Metallbandsägen
1990 · 89 Abb. · 166 Seiten · ISBN 3-540-51868-1

22 Karstedt, K.: Positionsbestimmung von Objekten in der Montage- und Fertigungsautomatisierung
1990 · 92 Abb. · 157 Seiten · ISBN 3-540-51879-7

23 Peiker, St.: Entwicklung eines integrierten NC-Planungssystems
1990 · 66 Abb. · 180 Seiten · ISBN 3-540-51880-0

24 Schugmann, R: Nachgiebige Werkzeugaufhängungen für die automatische Montage
1990 · 71 Abb. · 155 Seiten · ISBN 3-540-52138-0

25 Wrba, P: Simulation als Werkzeug in der Handhabungstechnik
1990 · 125 Abb. · 178 Seiten · ISBN 3-540-52231-X

26 Eibelshäuser, P: Rechnerunterstützte experimentelle Modalanalyse mittels gestufter Sinusanregung
1990 · 79 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-52451-7

27 Prasch, J.: Computerunterstützte Planung von chirurgischen Eingriffen in der Orthopädie
1990 · 113 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-52543-2

28 Teich, K.: Prozeßkommunikation und Rechnerverbund in der Produktion
1990 · 52 Abb. · 158 Seiten · ISBN 3-540-52764-8

29 Pfrang, W.: Rechnergestützte und graphische Planung manueller und teilautomatisierter Arbeitsplätze
1990 · 59 Abb. · 153 Seiten · ISBN 3-540-52829-6

30 Tauber, A.: Modellbildung kinematischer Strukturen als Komponente der Montageplanung
1990 · 93 Abb. · 190 Seiten · ISBN 3-540-52911-X

31 Jäger, A.: Systematische Planung komplexer Produktionssysteme
1991 · 75 Abb. · 148 Seiten · ISBN 3-540-53021-5

32 Hartberger, H.: Wissensbasierte Simulation komplexer Produktionssysteme
1991 · 58 Abb. · 154 Seiten · ISBN 3-540-53326-5

33 Tuczek, H.: Inspektion von Karosseriepreßteilen auf Risse und Einschnürungen mittels Methoden der Bildverarbeitung
1992· 125 Abb. · 179 Seiten · ISBN 3-540-53965-4

34 Fischbacher, J: Planungsstrategien zur stömungstechnischen Optimierung von Reinraum-Fertigungsgeräten
1991 · 60 Abb. · 166 Seiten · ISBN 3-540-54027-X

35 Moser, O.: 3D-Echtzeitkollisionsschutz für Drehmaschinen
1991 · 66 Abb. · 177 Seiten · ISBN 3-540-54076-8

36 Naber, H.: Aufbau und Einsatz eines mobilen Roboters mit unabhängiger Lokomotions- und Manipulationskomponente
1991 · 85 Abb. · 139 Seiten · ISBN 3-540-54216-7

37 Kupec, Th.: Wissensbasiertes Leitsystem zur Steuerung flexibler Fertigungsanlagen
1991 · 68 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-54260-4

38 Maulhardt, U.: Dynamisches Verhalten von Kreissägen
1991 · 109 Abb. · 159 Seiten · ISBN 3-540-54365-1

39 Götz, R.: Strukturierte Planung flexibel automatisierter Montagesysteme für flächige Bauteile
1991 · 86 Abb. · 201 Seiten · ISBN 3-540-54401-1

40 Koepfer, Th.: 3D-grafisch-interaktive Arbeitsplanung - ein Ansatz zur Aufhebung der Arbeitsteilung
1991 · 74 Abb. · 126 Seiten · ISBN 3-540-54436-4

41 Schmidt, M.: Konzeption und Einsatzplanung flexibel automatisierter Montagesysteme
1992 · 108 Abb. · 168 Seiten · ISBN 3-540-55025-9

42 Burger, C.: Produktionsregelung mit entscheidungsunterstützenden Informationssystemen
1992 · 94 Abb. · 186 Seiten · ISBN 3-540-55187-5

43 Hoßmann, J.: Methodik zur Planung der automatischen Montage von nicht formstabilen Bauteilen
1992 · 73 Abb. · 168 Seiten · ISBN 3-540-5520-0

44 Petry, M.: Systematik zur Entwicklung eines modularen Programmbaukastens für robotergeführte Klebeprozesse
1992 · 106 Abb. · 139 Seiten · ISBN 3-540-55374-6

45 Schönecker, W.: Integrierte Diagnose in Produktionszellen
1992 · 87 Abb. · 159 Seiten · ISBN 3-540-55375-4

46 Bick, W.: Systematische Planung hybrider Montagesysteme unter Berücksichtigung der Ermittlung des optimalen Automatisierungsgrades
1992 · 70 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-55377-0

47 Gebauer, L.: Prozeßuntersuchungen zur automatisierten Montage von optischen Linsen
1992 · 84 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-55378-9

48 Schrüfer, N.: Erstellung eines 3D-Simulationssystems zur Reduzierung von Rüstzeiten bei der NC-Bearbeitung
1992 · 103 Abb. · 161 Seiten · ISBN 3-540-55431-9

49 Wisbacher, J.: Methoden zur rationellen Automatisierung der Montage von Schnellbefestigungselementen
1992· 77 Abb. · 176 Seiten · ISBN 3-540-55512-9

50 Garnich, F.: Laserbearbeitung mit Robotern
1992 · 110 Abb. · 184 Seiten · ISBN 3-540-55513-7

51 Eubert, P.: Digitale Zustandesregelung elektrischer Vorschubantriebe
1992 · 89 Abb. · 159 Seiten · ISBN 3-540-44441-2

52 Glaas, W.: Rechnerintegrierte Kabelsatzfertigung
1992 · 67 Abb. · 140 Seiten · ISBN 3-540-55749-0

53 Helml, H.J.: Ein Verfahren zur On-Line Fehlererkennung und Diagnose
1992· 60 Abb. · 153 Seiten · ISBN 3-540-55750-4

54 Lang, Ch.: Wissensbasierte Unterstützung der Verfügbarkeitsplanung
1992· 75 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-55751-2

55 Schuster, G.: Rechnergestütztes Planungssystem für die flexibel automatisierte Montage
1992 · 67 Abb. · 135 Seiten · ISBN 3-540-55830-6

56 Bomm, H.: Ein Ziel- und Kennzahlensystem zum Investitionscontrolling komplexer Produktionssysteme
1992 · 87 Abb. · 195 Seiten · ISBN 3-540-55964-7

57 Wendt, A.: Qualitätssicherung in flexibel automatisierten Montagesystemen
1992 · 74 Abb. · 179 Seiten · ISBN 3-540-56044-0

58 Hansmaier, H.: Rechnergestütztes Verfahren zur Geräuschminderung
1993 · 67 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-56053-2

59 Dilling, U.: Planung von Fertigungssystemen unterstützt durch Wirtschaftssimulationen
1993 · 72 Abb. · 146 Seiten · ISBN 3-540-56307-5

60 Strohmayr, R: Rechnergestützte Auswahl und Konfiguration von Zubringeeinrichtungen
1993 · 80 Abb. · 152 Seiten · ISBN 3-540-56652-X

61 Glas, J.: Standardisierter Aufbau anwendungsspezifischer Zellenrechnersoftware
1993 · 80 Abb. · 145 Seiten · ISBN 3.540-56890-5

62 Stetter, R.: Rechnergestützte Simulationswerkzeuge zur Effizienzsteigerung des Industrieroboterereinsatzes
1994 · 91 Abb. · 146 Seiten · ISBN 3-540-56889-1

63 Dirndorfer, A.: Robotersysteme zur förderbandsynchronen Montage
1993 · 76 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-57031-4

64 Wiedemann, M.: Simulation des Schwingungsverhaltens spanender Werkzeugmaschinen
1993 · 81 Abb. · 137 Seiten · ISBN 3-540-57177-9

65 Woenckhaus, Ch.: Rechnergestütztes System zur automatisierten 3D- Layoutoptimierung
1994 · 81 Abb. · 140 Seiten · ISBN 3-540-57284-8

66 Kummetsteiner, G.: 3D-Bewegungssimulation als integratives Hilfsmittel zur Planung manueller Montagesysteme
1994 · 62 Abb. · 146 Seiten · ISBN 3-540-57535-9

67 Kugelmann, F.: Einsatz nachgiebiger Elemente zur wirtschaftlichen Automatisierung von Produktionssystemen
1993 · 76 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-57549-9

68 Schwarz, H.: Simulationsgestützte CAD/CAM-Kopplung für die 3D-Laserbearbeitung mit integrierter Sensorik
1994 · 96 Abb. · 148 Seiten · ISBN 3-540-57577-4

69 Viethen, U.: Systematik zum Prüfen in flexiblen Fertigungssystemen
1994 · 70 Abb. · 142 Seiten · ISBN 3-540-57794-7

70 Seehuber, M.: Automatische Inbetriebnahme geschwindigkeitsadaptiver Zustandsregler
1994 · 72 Abb. · 155 Seiten · ISBN 3-540-57896-X

71 Amann, W.: Eine Simulationsumgebung für Planung und Betrieb von Produktionssystemen
1994 · 71 Abb. · 129 Seiten · ISBN 3-540-57924-9

72 Schöpf, M.: Rechnergestütztes Projektinformations- und Koordinationssystem für das Fertigungsvorfeld
1997 · 63 Abb. · 130 Seiten · ISBN 3-540-58052-2

73 Welling, A.: Effizienter Einsatz bildgebender Sensoren zur Flexibilisierung automatisierter Handhabungsvorgänge
1994 · 66 Abb. · 139 Seiten · ISBN 3-540-580-0

74 Zetlmayer, H.: Verfahren zur simulationsgestützten Produktionsregelung in der Einzel- und Kleinserienproduktion
1994 · 62 Abb. · 143 Seiten · ISBN 3-540-58134-0

75 Lindl, M.: Auftragsleittechnik für Konstruktion und Arbeitsplanung
1994 · 66 Abb. · 147 Seiten · ISBN 3-540-58221-5

76 Zipper, B.: Das integrierte Betriebsmittelwesen - Baustein einer flexiblen Fertigung
1994 · 64 Abb. · 147 Seiten · ISBN 3-540-58222-3

77 Raith, P.: Programmierung und Simulation von Zellenabläufen in der Arbeitsvorbereitung
1995 · 51 Abb. · 130 Seiten · ISBN 3-540-58223-1

78 Engel, A.: Strömungstechnische Optimierung von Produktionssystemen durch Simulation
1994 · 69 Abb. · 160 Seiten · ISBN 3-540-58258-4

79 Zäh, M. F.: Dynamisches Prozeßmodell Kreissägen
1995· 95 Abb. · 186 Seiten · ISBN 3-540-58624-5

80 Zwanzer, N.: Technologisches Prozeßmodell für die Kugelschleifbearbeitung
1995 · 65 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-58634-2

81 Romanow, P: Konstruktionsbegleitende Kalkulation von Werkzeugmaschinen
1995 · 66 Abb. · 151 Seiten · ISBN 3-540-58771-3

82 Kahlenberg, R: Integrierte Qualitätssicherung in flexiblen Fertigungszellen
1995 · 71 Abb. · 136 Seiten · ISBN 3-540-58772-1

83 Huber, A.: Arbeitsfolgenplanung mehrstufiger Prozesse in der Hartbearbeitung
1995 · 87 Abb. · 152 Seiten · ISBN 3-540-58773-X

84 Birkel, G.: Aufwandsminimierter Wissenserwerb für die Diagnose in flexiblen Produktionszellen
1995 · 64 Abb. · 137 Seiten · ISBN 3-540-58869-8

85 Simon, D.: Fertigungsregelung durch zielgrößenorientierte Planung und logistisches Störungsmanagement
1995 · 77 Abb. · 132 Seiten · ISBN 3-540-58942-2

86 Nedeljkovic-Groha, V.: Systematische Planung anwendungsspezifischer Materialflußsteuerungen
1995 · 94 Abb. · 188 Seiten · ISBN 3-540-58953-8

87 Rockland, M.: Flexibilisierung der automatischen Teilbereitstellung in Montageanlagen
1995· 83 Abb. · 168 Seiten · ISBN 3-540-58999-6

88 Linner, St: Konzept einer integrierten Produktentwicklung
1995 · 67 Abb. · 168 Seiten · ISBN 3-540-59016-1

89 Eder, Th.: Integrierte Planung von Informationssystemen für rechnergestützte Produktionssysteme
1995 · 62 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-59084-6

90 Deutschle, U.: Prozeßorientierte Organisation der Auftragsentwicklung in mittelständischen Unternehmen
1995 · 80 Abb. · 188 Seiten · ISBN 3-540-59337-3

91 Dieterle, A.: Recyclingintegrierte Produktentwicklung
1995 · 68 Abb. · 146 Seiten · ISBN 3-540-60120-1

92 Hechl, Chr.: Personalorientierte Montageplanung für komplexe und variantenreiche Produkte
1995 · 73 Abb. · 158 Seiten · ISBN 3-540-60325-5

93 Albertz, F.: Dynamikgerechter Entwurf von Werkzeugmaschinen - Gestellstrukturen
1995 · 83 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-60608-8

94 Trunzer, W.: Strategien zur On-Line Bahnplanung bei Robotern mit 3D-Konturfolgesensoren
1996 · 101 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-60961-X

95 Fichtmüller, N.: Rationalisierung durch flexible, hybride Montagesysteme
1996 · 83 Abb. · 145 Seiten · ISBN 3-540-60960-1

96 Trucks, V.: Rechnergestützte Beurteilung von Getriebestrukturen in Werkzeugmaschinen
1996 · 64 Abb. · 141 Seiten · ISBN 3-540-60599-8

97 Schäffer, G.: Systematische Integration adaptiver Produktionssysteme
1996· 71 Abb. · 170 Seiten · ISBN 3-540-60958-X

98 Koch, M. R.: Autonome Fertigungszellen - Gestaltung, Steuerung und integrierte Störungsbehandlung
1996 · 67 Abb. · 138 Seiten · ISBN 3-540-61104-5

99 Moctezuma de la Barrera, J. L.: Ein durchgängiges System zur Computer- und rechnergestützten Chirurgie
1996 · 99 Abb. · 175 Seiten · ISBN 3-540-61145-2

100 Geuer, A.: Einsatzpotential des Rapid Prototyping in der Produktentwicklung
1996 · 84 Abb. · 154 Seiten · ISBN 3-540-61495-8

101 Ebner, C.: Ganzheitliches Verfügbarkeits- und Qualitätsmanagment unter Verwendung von Felddaten
1996 · 67 Abb. · 132 Seiten · ISBN 3-540-61678-0

102 Pischeltsrieder, K: Steuerung autonomer mobiler Roboter in der Produktion
1996 · 74 Abb. · 171 Seiten · ISBN 3-540-61714-0

103 Köhler, R.: Disposition und Materialbereitstellung bei komplexen variantenreichen Kleinprodukten
1997 · 62 Abb. · 177 Seiten · ISBN 3-540-62024-9

104 Feldmann, Ch.: Eine Methode für die integrierte rechnergestützte Montageplanung
1997 · 71 Abb. · 163 Seiten · ISBN 3-540-62059-1

105 Lehmann, H.: Integrierte Materialfluß- und Layoutplanung durch Kopplung von CAD- und Ablaufsimulationssystem
1997 · 96 Abb. · 191 Seiten · ISBN 3-540-62202-0

106 Wagner, M.: Steuerungsintegrierte Fehlerbehandlung für maschinennahe Abläufe
1997 · 94 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-62656-5

107 Lorenzen, J.: Simulationsgestützte Kostenanalyse in produktorientierten Fertigungsstrukturen
1997 · 63 Abb. · 129 Seiten · ISBN 3-540-62794-4

108 Krönert, U.: Systematik für die rechnergestützte Ähnlichteilsuche und Standardisierung
1997 · 53 Abb. · 127 Seiten · ISBN 3-540-63338-3

109 Pfersdorf, I.: Entwicklung eines systematischen Vorgehens zur Organisation des industriellen Service
1997 · 74 Abb. · 172 Seiten · ISBN 3-540-63615-3

110 Kuba, R.: Informations- und kommunikationstechnische Integration von Menschen in der Produktion
1997 · 77 Abb. · 155 Seiten · ISBN 3-540-63642-0

111 Kaiser, J.: Vernetztes Gestalten von Produkt und Produktionsprozeß mit Produktmodellen
1997 · 67 Abb. · 139 Seiten · ISBN 3-540-63999-3

112 Geyer, M.: Flexibles Planungssystem zur Berücksichtigung ergonomischer Aspekte bei der Produkt- und Arbeitssystemgestaltung
1997 · 85 Abb. · 154 Seiten · ISBN 3-540-64195-5

113 Martin, C.: Produktionsregelung - ein modularer, modellbasierter Ansatz
1998 · 73 Abb. · 162 Seiten · ISBN 3-540-64401-6

114 Löffler, Th.: Akustische Überwachung automatisierter Fügeprozesse
1998 · 85 Abb. · 136 Seiten · ISBN 3-540-64511-X

115 Lindermaier, R.: Qualitätsorientierte Entwicklung von Montagesystemen
1998 · 84 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-64686-8

116 Koehrer, J.: Prozeßorientierte Teamstrukturen in Betrieben mit Großserienfertigung
1998 · 75 Abb. · 185 Seiten · ISBN 3-540-65037-7

117 Schuller, R. W.: Leitfaden zum automatisierten Auftrag von hochviskosen Dichtmassen
1999 · 76 Abb. · 162 Seiten · ISBN 3-540-65320-1

118 Debuschewitz, M.: Integrierte Methodik und Werkzeuge zur herstellungsorientierten Produktentwicklung
1999 · 104 Abb. · 169 Seiten · ISBN 3-540-65350-3

119 Bauer, L.: Strategien zur rechnergestützten Offline- Programmierung von 3D-Laseranlagen
1999 · 98 Abb. · 145 Seiten · ISBN 3-540-65382-1

120 Pfob, E.: Modellgestützte Arbeitsplanung bei Fertigungsmaschinen
1999 · 69 Abb. ·154 Seiten · ISBN 3-540-65525-5

121 Spitznagel, J.: Erfahrungsgeleitete Planung von Laseranlagen
1999 · 63 Abb. ·156 Seiten · ISBN 3-540-65896-3

Forschungsberichte IWB ab Band 122

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart und Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh,
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Forschungsberichte IWB ab Band 122 sind erhältlich im Buchhandel oder beim
Herbert Utz Verlag, München, Fax 089-277791-01, info@utzverlag.de, www.utzverlag.de

122 *Burghard Schneider:* Prozesskettenorientierte Bereitstellung nicht formstabiler Bauteile
183 Seiten · ISBN 978-3-89675-559-9

123 *Bernd Goldstein:* Modellgestützte Geschäftsprozeßgestaltung in der Produktentwicklung
170 Seiten · ISBN 978-3-89675-546-9

124 *Helmut E. Mößmer:* Methode zur simulationsbasierten Regelung zeitvarianter Produktionssysteme
164 Seiten · ISBN 978-3-89675-585-8

125 *Ralf-Gunter Gräser:* Ein Verfahren zur Kompensation temperaturinduzierter Verformungen an Industrierobotern
167 Seiten · ISBN 978-3-89675-603-9

126 *Hans-Jürgen Trossin:* Nutzung der Ähnlichkeitstheorie zur Modellbildung in der Produktionstechnik
162 Seiten · ISBN 978-3-89675-614-5

127 *Doris Kugelmann:* Aufgabenorientierte Offline-Programmierung von Industrierobotern
168 Seiten · ISBN 978-3-89675-615-2

128 *Rolf Diesch:* Steigerung der organisatorischen Verfügbarkeit von Fertigungszellen
160 Seiten · ISBN 978-3-89675-618-3

129 *Werner E. Lulay:* Hybrid-hierarchische Simulationsmodelle zur Koordination teilautonomer Produktionsstrukturen
190 Seiten · ISBN 978-3-89675-620-6

130 *Otto Murr:* Adaptive Planung und Steuerung von integrierten Entwicklungs- und Planungsprozessen
178 Seiten · ISBN 978-3-89675-636-7

131 *Michael Macht:* Ein Vorgehensmodell für den Einsatz von Rapid Prototyping
170 Seiten · ISBN 978-3-89675-638-1

132 *Bruno H. Mehler:* Aufbau virtueller Fabriken aus dezentralen Partnerverbünden
152 Seiten · ISBN 978-3-89675-645-9

133 *Knut Heitmann:* Sichere Prognosen für die Produktionsptimierung mittels stochastischer Modelle
146 Seiten · ISBN 978-3-89675-675-6

134 *Stefan Blessing:* Gestaltung der Materialflußsteuerung in dynamischen Produktionsstrukturen
160 Seiten · ISBN 978-3-89675-690-9

135 *Can Abay:* Numerische Optimierung multivariater mehrstufiger Prozesse am Beispiel der Hartbearbeitung von Industriekeramik
159 Seiten · ISBN 978-3-89675-697-8

136 *Stefan Brandner:* Integriertes Produktdaten- und Prozeßmanagement in virtuellen Fabriken
172 Seiten · ISBN 978-3-89675-715-9

137 *Arnd G. Hirschberg:* Verbindung der Produkt- und Funktionsorientierung in der Fertigung
165 Seiten · ISBN 978-3-89675-729-6

138 *Alexandra Reek:* Strategien zur Fokuspositionierung beim Laserstrahlschweißen
193 Seiten · ISBN 978-3-89675-730-2

139 *Khalid-Alexander Sabbah:* Methodische Entwicklung störungstoleranter Steuerungen
148 Seiten · ISBN 978-3-89675-739-5

140 *Klaus U. Schliffenbacher:* Konfiguration virtueller Wertschöpfungsketten in dynamischen, heterarchischen Kompetenznetzwerken
187 Seiten · ISBN 978-3-89675-754-8

141 *Andreas Sprenzel:* Integrierte Kostenkalkulationsverfahren für die Werkzeugmaschinenentwicklung
144 Seiten · ISBN 978-3-89675-757-9

142 *Andreas Gallasch:* Informationstechnische Architektur zur Unterstützung des Wandels in der Produktion
150 Seiten · ISBN 978-3-89675-781-4

143 *Ralf Cuiper:* Durchgängige rechnergestützte Planung und Steuerung von automatisierten Montagevorgängen
174 Seiten · ISBN 978-3-89675-783-8

144 *Christian Schneider:* Strukturmechanische Berechnungen in der Werkzeugmaschinenkonstruktion
180 Seiten · ISBN 978-3-89675-789-0

145 *Christian Jonas:* Konzept einer durchgängigen, rechnergestützten Planung von Montageanlagen
183 Seiten · ISBN 978-3-89675-870-5

146 *Ulrich Willnecker:* Gestaltung und Planung leistungsorientierter manueller Fließmontagen
194 Seiten · ISBN 978-3-89675-891-0

147 *Christof Lehner: Beschreibung des Nd:*YAG-Laserstrahlschweißprozesses von Magnesiumdruckguss
205 Seiten · ISBN 978-3-8316-0004-5

148 *Frank Rick:* Simulationsgestützte Gestaltung von Produkt und Prozess am Beispiel Laserstrahlschweißen
145 Seiten · ISBN 978-3-8316-0008-3

149 *Michael Höhn:* Sensorgeführte Montage hybrider Mikrosysteme
185 Seiten · ISBN 978-3-8316-0012-0

150 *Jörn Böhl:* Wissensmanagement im Klein- und mittelständischen Unternehmen der Einzel- und Kleinserienfertigung
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-0020-5

151 *Robert Bürgel:* Prozessanalyse an spanenden Werkzeugmaschinen mit digital geregelten Antrieben
185 Seiten · ISBN 978-3-8316-0021-2

152 *Stephan Dürrschmidt:* Planung und Betrieb wandlungsfähiger Logistiksysteme in der variantenreichen Serienproduktion
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-0023-6

153 *Bernhard Eich:* Methode zur prozesskettenorientierten Planung der Teilebereitstellung
136 Seiten · ISBN 978-3-8316-0028-1

154 *Wolfgang Rudorfer:* Eine Methode zur Qualifizierung von produzierenden Unternehmen für Kompetenznetzwerke
207 Seiten · ISBN 978-3-8316-0037-3

155 *Hans Meier:* Verteilte kooperative Steuerung maschinennaher Abläufe
166 Seiten · ISBN 978-3-8316-0044-1

156 *Gerhard Nowak:* Informationstechnische Integration des industriellen Service in das Unternehmen
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-0055-7

157 *Martin Werner:* Simulationsgestützte Reorganisation von Produktions- und Logistikprozessen
191 Seiten · ISBN 978-3-8316-0058-8

158 *Bernhard Lenz:* Finite Elemente-Modellierung des Laserstrahlschweißens für den Einsatz in der Fertigungsplanung
162 Seiten · ISBN 978-3-8316-0094-6

159 *Stefan Grunwald:* Methode zur Anwendung der flexiblen integrierten Produktentwicklung und Montageplanung
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-0095-3

160 *Josef Gartner:* Qualitätssicherung bei der automatisierten Applikation hochviskoser Dichtungen
165 Seiten · ISBN 978-3-8316-0096-0

161 *Wolfgang Zeller:* Gesamtheitliches Sicherheitskonzept für die Antriebs- und Steuerungstechnik bei Werkzeugmaschinen
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0100-4

162 *Michael Loferer:* Rechnergestützte Gestaltung von Montagesystemen
178 Seiten · ISBN 978-3-8316-0118-9

163 *Jörg Fährer:* Ganzheitliche Optimierung des indirekten Metall-Lasersinterprozesses
176 Seiten · ISBN 978-3-8316-0124-0

164 *Jürgen Höppner:* Verfahren zur berührungslosen Handhabung mittels leistungsstarker Schallwandler
144 Seiten · ISBN 978-3-8316-0125-7

165 *Hubert Götte:* Entwicklung eines Assistenzrobotersystems für die Knieendoprothetik
258 Seiten · ISBN 978-3-8316-0126-4

166 *Martin Weißenberger:* Optimierung der Bewegungsdynamik von Werkzeugmaschinen im rechnergestützten Entwicklungsprozess
210 Seiten · ISBN 978-3-8316-0138-7

167 *Dirk Jacob:* Verfahren zur Positionierung unterseitenstrukturierter Bauelemente in der Mikrosystemtechnik
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0142-4

168 *Ulrich Roßgoderer:* System zur effizienten Layout- und Prozessplanung von hybriden Montageanlagen
175 Seiten · ISBN 978-3-8316-0154-7

169 *Robert Klingel:* Anziehverfahren für hochfeste Schraubenverbindungen auf Basis akustischer Emissionen
164 Seiten · ISBN 978-3-8316-0174-5

170 *Paul Jens Peter Ross:* Bestimmung des wirtschaftlichen Automatisierungsgrades von Montageprozessen in der frühen Phase der Montageplanung
144 Seiten · ISBN 978-3-8316-0191-2

171 *Stefan von Praun:* Toleranzanalyse nachgiebiger Baugruppen im Produktentstehungsprozess
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-0202-5

172 *Florian von der Hagen:* Gestaltung kurzfristiger und unternehmensübergreifender Engineering-Kooperationen
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-0208-7

173 *Oliver Kramer:* Methode zur Optimierung der Wertschöpfungskette mittelständischer Betriebe
212 Seiten · ISBN 978-3-8316-0211-7

174 *Winfried Dohmen:* Interdisziplinäre Methoden für die integrierte Entwicklung komplexer mechatronischer Systeme
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0214-8

175 *Oliver Anton:* Ein Beitrag zur Entwicklung telepräsenter Montagesysteme
158 Seiten · ISBN 978-3-8316-0215-5

176 *Welf Broser:* Methode zur Definition und Bewertung von Anwendungsfeldern für Kompetenznetzwerke
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-0217-9

177 *Frank Breitinger:* Ein ganzheitliches Konzept zum Einsatz des indirekten Metall-Lasersinterns für das Druckgießen
156 Seiten · ISBN 978-3-8316-0227-8

178 *Johann von Pieverling:* Ein Vorgehensmodell zur Auswahl von Konturfertigungsverfahren für das Rapid Tooling
163 Seiten · ISBN 978-3-8316-0230-8

179 *Thomas Baudisch:* Simulationsumgebung zur Auslegung der Bewegungsdynamik des mechatronischen Systems Werkzeugmaschine
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-0249-0

180 *Heinrich Schieferstein:* Experimentelle Analyse des menschlichen Kausystems
132 Seiten · ISBN 978-3-8316-0251-3

181 *Joachim Berlak:* Methodik zur strukturierten Auswahl von Auftragsabwicklungssystemen
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-0258-2

182 *Christian Meierlohr:* Konzept zur rechnergestützten Integration von Produktions- und Gebäudeplanung in der Fabrikgestaltung
181 Seiten · ISBN 978-3-8316-0292-6

183 *Volker Weber:* Dynamisches Kostenmanagement in kompetenzzentrierten Unternehmensnetzwerken
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-0330-5

184 *Thomas Bongardt:* Methode zur Kompensation betriebsabhängiger Einflüsse auf die Absolutgenauigkeit von Industrierobotern
170 Seiten · ISBN 978-3-8316-0332-9

185 *Tim Angerer:* Effizienzsteigerung in der automatisierten Montage durch aktive Nutzung mechatronischer Produktkomponenten
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0336-7

186 *Alexander Krüger:* Planung und Kapazitätsabstimmung stückzahlflexibler Montagesysteme
197 Seiten · ISBN 978-3-8316-0371-8

187 *Matthias Meindl:* Beitrag zur Entwicklung generativer Fertigungsverfahren für das Rapid Manufacturing
236 Seiten · ISBN 978-3-8316-0465-4

188 *Thomas Fusch:* Betriebsbegleitende Prozessplanung in der Montage mit Hilfe der Virtuellen Produktion am Beispiel der Automobilindustrie
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-0467-8

189 *Thomas Mosandl:* Qualitätssteigerung bei automatisiertem Klebstoffauftrag durch den Einsatz optischer Konturfolgesysteme
182 Seiten · ISBN 978-3-8316-0471-5

190 *Christian Patron:* Konzept für den Einsatz von Augmented Reality in der Montageplanung
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0474-6

191 *Robert Cisek:* Planung und Bewertung von Rekonfigurationsprozessen in Produktionssystemen
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0475-3

192 *Florian Auer:* Methode zur Simulation des Laserstrahlschweißens unter Berücksichtigung der Ergebnisse vorangegangener Umformsimulationen
160 Seiten · ISBN 978-3-8316-0485-2

193 *Carsten Selke:* Entwicklung von Methoden zur automatischen Simulationsmodellgenerierung
137 Seiten · ISBN 978-3-8316-0495-1

194 *Markus Seefried:* Simulation des Prozessschrittes der Wärmebehandlung beim Indirekten-Metall-Lasersintern
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-0503-3

195 *Wolfgang Wagner:* Fabrikplanung für die standortübergreifende Kostensenkung bei marktnaher Produktion
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-0586-6

196 *Christopher Ulrich:* Erhöhung des Nutzungsgrades von Laserstrahlquellen durch Mehrfach-Anwendungen
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0590-3

197 *Johann Härtl:* Prozessgaseinfluss beim Schweißen mit Hochleistungsdiodenlasern
148 Seiten · ISBN 978-3-8316-0611-5

198 *Bernd Hartmann:* Die Bestimmung des Personalbedarfs für den Materialfluss in Abhängigkeit von Produktionsfläche und -menge
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-0615-3

199 *Michael Schilp:* Auslegung und Gestaltung von Werkzeugen zum berührungslosen Greifen kleiner Bauteile in der Mikromontage
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0631-3

200 *Florian Manfred Grätz:* Teilautomatische Generierung von Stromlauf- und Fluidplänen für mechatronische Systeme
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0643-6

201 *Dieter Eireiner:* Prozessmodelle zur statischen Auslegung von Anlagen für das Friction Stir Welding
214 Seiten · ISBN 978-3-8316-0650-4

202 *Gerhard Volkwein:* Konzept zur effizienten Bereitstellung von Steuerungsfunktionalität für die NC-Simulation
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-0668-9

203 *Sven Roeren:* Komplexitätsvariable Einflussgrößen für die bauteilbezogene Struktursimulation thermischer Fertigungsprozesse
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-0680-1

204 *Henning Rudolf:* Wissensbasierte Montageplanung in der Digitalen Fabrik am Beispiel der Automobilindustrie
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0697-9

205 *Stella Clarke-Griebsch:* Overcoming the Network Problem in Telepresence Systems with Prediction and Inertia
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0701-3

206 *Michael Ehrenstraßer:* Sensoreinsatz in der telepräsenten Mikromontage
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0743-3

207 *Rainer Schack:* Methodik zur bewertungsorientierten Skalierung der Digitalen Fabrik
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0748-8

208 *Wolfgang Sudhoff:* Methodik zur Bewertung standortübergreifender Mobilität in der Produktion
300 Seiten · ISBN 978-3-8316-0749-5

209 *Stefan Müller:* Methodik für die entwicklungs- und planungsbegleitende Generierung und Bewertung von Produktionsalternativen
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0750-1

210 *Ulrich Kohler:* Methodik zur kontinuierlichen und kostenorientierten Planung produktionstechnischer Systeme
246 Seiten · ISBN 978-3-8316-0753-2

211 *Klaus Schlickenrieder:* Methodik zur Prozessoptimierung beim automatisierten elastischen Kleben großflächiger Bauteile
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-0776-1

212 *Niklas Möller:* Bestimmung der Wirtschaftlichkeit wandlungsfähiger Produktionssysteme
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0778-5

213 *Daniel Siedl:* Simulation des dynamischen Verhaltens von Werkzeugmaschinen während Verfahrbewegungen
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-0779-2

214 *Dirk Ansorge:* Auftragsabwicklung in heterogenen Produktionsstrukturen mit spezifischen Planungsfreiräumen
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0785-3

215 *Georg Wünsch:* Methoden für die virtuelle Inbetriebnahme automatisierter Produktionssysteme
238 Seiten · ISBN 978-3-8316-0795-2

216 *Thomas Oertli:* Strukturmechanische Berechnung und Regelungssimulation von Werkzeugmaschinen mit elektromechanischen Vorschubantrieben
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-0798-3

217 *Bernd Petzold:* Entwicklung eines Operatorarbeitsplatzes für die telepräsente Mikromontage
234 Seiten · ISBN 978-3-8316-0805-8

218 *Loucas Papadakis:* Simulation of the Structural Effects of Welded Frame Assemblies in Manufacturing Process Chains
260 Seiten · ISBN 978-3-8316-0813-3

219 *Mathias Mörtl:* Ressourcenplanung in der variantenreichen Fertigung
228 Seiten · ISBN 978-3-8316-0820-1

220 *Sebastian Weig:* Konzept eines integrierten Risikomanagements für die Ablauf- und Strukturgestaltung in Fabrikplanungsprojekten
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-0823-2

221 *Tobias Hornfeck:* Laserstrahlbiegen komplexer Aluminiumstrukturen für Anwendungen in der Luftfahrtindustrie
150 Seiten · ISBN 978-3-8316-0826-3

222 *Hans Egermeier:* Entwicklung eines Virtual-Reality-Systems für die Montagesimulation mit kraftrückkoppelnden Handschuhen
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-0833-1

223 *Matthäus Sigl:* Ein Beitrag zur Entwicklung des Elektronenstrahlsinterns
200 Seiten · ISBN 978-3-8316-0841-6

224 *Mark Harfensteller:* Eine Methodik zur Entwicklung und Herstellung von Radiumtargets
198 Seiten · ISBN 978-3-8316-0849-2

225 *Jochen Werner:* Methode zur roboterbasierten förderbandsynchronen Fließmontage am Beispiel der Automobilindustrie
210 Seiten · ISBN 978-3-8316-0857-7

226 *Florian Hagemann:* Ein formflexibles Werkzeug für das Rapid Tooling beim Spritzgießen
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-0861-4

227 *Haitham Rashidy:* Knowledge-based quality control in manufacturing processes with application to the automotive industry
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-0862-1

228 *Wolfgang Vogl:* Eine interaktive räumliche Benutzerschnittstelle für die Programmierung von Industrierobotern
248 Seiten · ISBN 978-3-8316-0869-0

229 *Sonja Schedl:* Integration von Anforderungsmanagement in den mechatronischen Entwicklungsprozess
176 Seiten · ISBN 978-3-8316-0874-4

230 *Andreas Trautmann:* Bifocal Hybrid Laser Welding · A Technology for Welding of Aluminium and Zinc-Coated Steels
314 Seiten · ISBN 978-3-8316-0876-8

231 *Patrick Neise:* Managing Quality and Delivery Reliability of Suppliers by Using Incentives and Simulation Models
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-0878-2

232 *Christian Habicht:* Einsatz und Auslegung zeitfensterbasierter Planungssysteme in überbetrieblichen Wertschöpfungsketten
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-0891-1

233 *Michael Spitzweg:* Methode und Konzept für den Einsatz eines physikalischen Modells in der Entwicklung von Produktionsanlagen
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0931-4

234 *Ulrich Munzert:* Bahnplanungsalgorithmen für das robotergestützte Remote-Laserstrahlschweißen
176 Seiten · ISBN 978-3-8316-0948-2

235 *Georg Völlner:* Rührreibschweißen mit Schwerlast-Industrierobotern
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-0955-0

236 *Nils Müller:* Modell für die Beherrschung und Reduktion von Nachfrageschwankungen
286 Seiten · ISBN 978-3-8316-0992-5

237 *Franz Decker:* Unternehmensspezifische Strukturierung der Produktion als permanente Aufgabe
180 Seiten · ISBN 978-3-8316-0996-3

238 *Christian Lau:* Methodik für eine selbstoptimierende Produktionssteuerung
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-4012-6

239 *Christoph Rimpau:* Wissensbasierte Risikobewertung in der Angebotskalkulation für hochgradig individualisierte Produkte
268 Seiten · ISBN 978-3-8316-4015-7

240 *Michael Loy:* Modulare Vibrationswendelförderer zur flexiblen Teilezuführung
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-4027-0

241 *Andreas Eursch:* Konzept eines immersiven Assistenzsystems mit Augmented Reality zur Unterstützung manueller Aktivitäten in radioaktiven Produktionsumgebungen
226 Seiten · ISBN 978-3-8316-4029-4

242 *Florian Schwarz:* Simulation der Wechselwirkungen zwischen Prozess und Struktur bei der Drehbearbeitung
282 Seiten · ISBN 978-3-8316-4030-0

243 *Martin Georg Prasch:* Integration leistungsgewandelter Mitarbeiter in die variantenreiche Serienmontage
261 Seiten · ISBN 978-3-8316-4033-1

244 *Johannes Schilp:* Adaptive Montagesysteme für hybride Mikrosysteme unter Einsatz von Telepräsenz
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-4063-8

245 *Stefan Lutzmann:* Beitrag zur Prozessbeherrschung des Elektronenstrahlschmelzens
242 Seiten · ISBN 978-3-8316-4070-6

246 *Gregor Branner:* Modellierung transienter Effekte in der Strukturtsimulation von Schichtbauverfahren
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-4071-3

247 *Josef Ludwig Zimmermann:* Eine Methodik zur Gestaltung berührungslos arbeitender Handhabungssysteme
186 Seiten · ISBN 978-3-8316-4091-1

248 *Clemens Pörnbacher:* Modellgetriebene Entwicklung der Steuerungssoftware automatisierter Fertigungssysteme
280 Seiten · ISBN 978-3-8316-4108-6

249 *Alexander Lindworsky:* Teilautomatische Generierung von Simulationsmodellen für den entwicklungsbegleitenden Steuerungstest
294 Seiten · ISBN 978-3-8316-4125-3

250 *Michael Mauderer:* Ein Beitrag zur Planung und Entwicklung von rekonfigurierbaren mechatronischen Systemen – am Beispiel von starren Fertigungssystemen
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4126-0

251 *Roland Mork:* Qualitätsbewertung und -regelung für die Fertigung von Karosserieteilen in Presswerken auf Basis Neuronaler Netze
228 Seiten · ISBN 978-3-8316-4127-7

252 *Florian Reichl:* Methode zum Management der Kooperation von Fabrik- und Technologieplanung
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-4128-4

253 *Paul Gebhard:* Dynamisches Verhalten von Werkzeugmaschinen bei Anwendung für das Rührreibschweißen
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4129-1

254 *Michael Heinz:* Modellunterstützte Auslegung berührungsloser Ultraschallgreifsysteme für die Mikrosystemtechnik
302 Seiten · ISBN 978-3-8316-4147-5

255 *Pascal Krebs:* Bewertung vernetzter Produktionsstandorte unter Berücksichtigung multidimensionaler Unsicherheiten
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-4156-7

256 *Gerhard Straßer:* Greiftechnologie für die automatisierte Handhabung von technischen Textilien in der Faserverbundfertigung
290 Seiten · ISBN 978-3-8316-4161-1

257 *Frédéric-Felix Lacour:* Modellbildung für die physikbasierte Virtuelle Inbetriebnahme materialflussintensiver Produktionsanlagen
222 Seiten · ISBN 978-3-8316-4162-8

258 *Thomas Hensel:* Modellbasierter Entwicklungsprozess für Automatisierungslösungen
184 Seiten · ISBN 978-3-8316-4167-3

259 *Sherif Zaidan:* A Work-Piece Based Approach for Programming Cooperating Industrial Robots
212 Seiten · ISBN 978-3-8316-4175-8

260 *Hendrik Schellmann:* Bewertung kundenspezifischer Mengenflexibilität im Wertschöpfungsnetz
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-4189-5

261 *Marwan Radi:* Workspace scaling and haptic feedback for industrial telepresence and teleaction systems with heavy-duty teleoperators
172 Seiten · ISBN 978-3-8316-4195-6

262 *Markus Ruhstorfer:* Rührreibschweißen von Rohren
206 Seiten · ISBN 978-3-8316-4197-0

263 *Rüdiger Daub:* Erhöhung der Nahttiefe beim Laserstrahl-Wärmeleitungsschweißen von Stählen
182 Seiten · ISBN 978-3-8316-4199-4

264 *Michael Ott:* Multimaterialverarbeitung bei der additiven strahl- und pulverbettbasierten Fertigung
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4201-4

265 *Martin Ostgathe:* System zur produktbasierten Steuerung von Abläufen in der auftragsbezogenen Fertigung und Montage
278 Seiten · ISBN 978-3-8316-4206-9

266 *Imke Nora Kellner:* Materialsysteme für das pulverbettbasierte 3D-Drucken
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-4223-6

267 *Florian Oefele:* Remote-Laserstrahlschweißen mit brillanten Laserstrahlquellen
238 Seiten · ISBN 978-3-8316-4224-3

268 *Claudia Anna Ehinger:* Automatisierte Montage von Faserverbund-Vorformlingen
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-4233-5

269 *Tobias Zeilinger:* Laserbasierte Bauteillagebestimmung bei der Montage optischer Mikrokomponenten
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4234-2

270 *Stefan Krug:* Automatische Konfiguration von Robotersystemen (Plug&Produce)
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-4243-4

271 *Marc Lotz:* Erhöhung der Fertigungsgenauigkeit beim Schwungrad-Reibschweißen durch modellbasierte Regelungsverfahren
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4245-8

272 *William Brice Tekouo Moutchiho:* A New Programming Approach for Robot-based Flexible Inspection systems
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4247-2

273 *Matthias Waibel:* Aktive Zusatzsysteme zur Schwingungsreduktion an Werkzeugmaschinen
158 Seiten · ISBN 978-3-8316-4250-2

274 *Christian Eschey:* Maschinenspezifische Erhöhung der Prozessfähigkeit in der additiven Fertigung
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-4270-0

275 *Florian Aull:* Modell zur Ableitung effizienter Implementierungsstrategien für Lean-Production-Methoden
270 Seiten · ISBN 978-3-8316-4283-0

276 *Marcus Hennauer:* Entwicklungsbegleitende Prognose der mechatronischen Eigenschaften von Werkzeugmaschinen
214 Seiten · ISBN 978-3-8316-4306-6

277 *Alexander Götzfried:* Analyse und Vergleich fertigungstechnischer Prozessketten für Flugzeugtriebwerks-Rotoren
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4310-3

278 *Saskia Reinhardt:* Bewertung der Ressourceneffizienz in der Fertigung
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4317-2

279 *Fabian J. Meling:* Methodik für die Rekombination von Anlagentechnik
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-4319-6

280 *Jörg Egbers:* Identifikation und Adaption von Arbeitsplätzen für leistungsgewandelte Mitarbeiter entlang des Montageplanungsprozesses
192 Seiten · ISBN 978-3-8316-4328-8

281 *Max von Bredow:* Methode zur Bewertung der Wirtschaftlichkeit und des Risikos unternehmensübergreifender Wertschöpfungskonfigurationen in der Automobilindustrie
204 Seiten · ISBN 978-3-8316-4337-0

282 *Tobias Philipp:* RFID-gestützte Produktionssteuerungsverfahren für die Herstellung von Bauteilen aus Faserverbundkunststoffen
142 Seiten · ISBN 978-3-8316-4346-2

283 *Stefan Rainer Johann Braunreuther:* Untersuchungen zur Lasersicherheit für Materialbearbeitungsanwendungen mit brillanten Laserstrahlquellen
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4348-6

284 *Johannes Pohl:* Adaption von Produktionsstrukturen unter Berücksichtigung von Lebenszyklen
202 Seiten · ISBN 978-3-8316-4358-5

285 *Mathey Wiesbeck:* Struktur zur Repräsentation von Montagesequenzen für die situationsorientierte Werkerführung
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-4369-1

286 *Sonja Huber:* In-situ-Legierungsbestimmung beim Laserstrahlschweißen
206 Seiten · ISBN 978-3-8316-4370-7

287 *Robert Wiedenmann:* Prozessmodell und Systemtechnik für das laserunterstützte Fräsen
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4384-4

288 *Thomas Irrenhauser:* Bewertung der Wirtschaftlichkeit von RFID im Wertschöpfungsnetz
242 Seiten · ISBN 978-3-8316-4404-9

289 *Jens Hatwig:* Automatisierte Bahnplanung für Industrieroboter und Scanneroptiken bei der Remote-Laserstrahlbearbeitung
196 Seiten · ISBN 978-3-8316-4405-6

290 *Matthias Baur:* Aktives Dämpfungssystem zur Ratterunterdrückung an spanenden Werkzeugmaschinen
210 Seiten · ISBN 978-3-8316-4408-7

291 *Alexander Schober:* Eine Methode zur Wärmequellenkalibrierung in der Schweißstrukursimulation
198 Seiten · ISBN 978-3-8316-4415-5

292 *Matthias Glonegger:* Berücksichtigung menschlicher Leistungsschwankungen bei der Planung von Variantenfließmontagesystemen
214 Seiten · ISBN 978-3-8316-4419-3

293 *Markus Kahnert:* Scanstrategien zur verbesserten Prozessführung beim Elektronenstrahlschmelzen (EBM)
228 Seiten · ISBN 978-3-8316-4416-2

294 *Sebastian Schindler:* Strategische Planung von Technologieketten für die Produktion
220 Seiten · ISBN 978-3-8316-4434-6

295 *Tobias Föckerer:* Methode zur rechnergestützten Prozessgestaltung des Schleifhärtens
128 Seiten · ISBN 978-3-8316-4448-3

296 *Rüdiger Spillner:* Einsatz und Planung von Roboterassistenz zur Berücksichtigung von Leistungswandlungen in der Produktion
286 Seiten · ISBN 978-3-8316-4450-6

297 *Daniel Schmid:* Rührreibschweißen von Aluminiumlegierungen mit Stählen für die Automobilindustrie
300 Seiten · ISBN 978-3-8316-4452-0

298 *Florian Karl:* Bedarfsermittlung und Planung von Rekonfigurationen an Betriebsmitteln
222 Seiten · ISBN 978-3-8316-4458-2

299 *Philipp Ronald Engelhardt:* System für die RFID-gestützte situationsbasierte Produktionssteuerung in der auftragsbezogenen Fertigung und Montage
246 Seiten · ISBN 978-3-8316-4472-8

300 *Markus Graßl:* Bewertung der Energieflexibilität in der Produktion
202 Seiten · ISBN 978-3-8316-4476-6

301 *Thomas Kirchmeier:* Methode zur Anwendung der berührungslosen Handhabung mittels Ultraschall im automatisierten Montageprozess
196 Seiten · ISBN 978-3-8316-4478-0

302 *Oliver Rösch:* Steigerung der Arbeitsgenauigkeit bei der Fräsbearbeitung metallischer Werkstoffe mit Industrierobotern
214 Seiten · ISBN 978-3-8316-4486-5

303 *Christoph Sieben:* Entwicklung eines Prognosemodells zur prozessbegleitenden Beurteilung der Montagequalität von Kolbendichtungen
194 Seiten · ISBN 978-3-8316-4510-7

304 *Philipp Alexander Schmidt:* Laserstrahlschweißen elektrischer Kontakte von Lithium-Ionen-Batterien in Elektro- und Hybridfahrzeugen
190 Seiten · ISBN 978-3-8316-4519-0

305 *Yi Shen:* System für die Mensch-Roboter-Koexistenz in der Fließmontage
230 Seiten · ISBN 978-3-8316-4520-6

306 *Thomas Bonin:* Moderne Ordnungsreduktionsverfahren für die Simulation des dynamischen Verhaltens von Werkzeugmaschinen
274 Seiten · ISBN 978-3-8316-4522-0

307 *Jan Daniel Musiol:* Remote-Laserstrahl-Abtragschneiden
168 Seiten · ISBN 978-3-8316-4523-7

308 *Emin Genc:* Frühwarnsystem für ein adaptives Störungsmanagement
234 Seiten · ISBN 978-3-8316-4525-1

309 *Mirko Langhorst:* Beherrschung von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen
252 Seiten · ISBN 978-3-8316-4524-2

310 *Markus Schweier:* Simulative und experimentelle Untersuchungen zum Laserschweißen mit Strahloszillation
284 Seiten · ISBN 978-3-8316-4536-7

311 *Florian Geiger:* System zur wissensbasierten Maschinenbelegungsplanung auf Basis produktspezifischer Auftragsdaten
224 Seiten · ISBN 978-3-8316-4537-4

312 *Peter Schnellbach:* Methodik zur Reduzierung von Energieverschwendung unter Berücksichtigung von Zielgrößen Ganzheitlicher Produktionssysteme
236 Seiten · ISBN 978-3-8316-4540-4

313 *Stefan Schwarz:* Prognosefähigkeit dynamischer Simulationen von Werkzeugmaschinenstrukturen
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-4542-8

314 *Markus Pröpster:* Methodik zur kurzfristigen Austaktung variantenreicher Montagelinien am Beispiel des Nutzfahrzeugbaus
238 Seiten · ISBN 978-3-8316-4547-3

315 *Dominik David Simon:* Automatisierte flexible Werkzeugsysteme zum Umformen und Spannen von Kunststoffscheiben und -schalen
234 Seiten · ISBN 978-3-8316-4548-0

316 *Stefan Maurer:* Frühaufklärung kritischer Situationen in Versorgungsprozessen
242 Seiten · ISBN 978-3-8316-4554-1

317 *Tobias Maier:* Modellierungssystematik zur aufgabenbasierten Beschreibung des thermoelastischen Verhaltens von Werkzeugmaschinen
274 Seiten · ISBN 978-3-8316-4561-9

318 *Klemens Konrad Niehues:* Identifikation linearer Dämpfungsmodelle für Werkzeugmaschinenstrukturen
286 Seiten · ISBN 978-3-8316-4568-8

319 *Julian Christoph Sebastian Backhaus:* Adaptierbares aufgabenorientiertes Programmiersystem für Montagesysteme
264 Seiten · ISBN 978-3-8316-4570-1

320 *Sabine G. Zitzlsberger:* Flexibles Werkzeug zur Umformung von Polycarbonatplatten unter besonderer Beachtung der optischen Qualität
228 Seiten · ISBN 978-3-8316-4573-2

321 *Christian Thiemann:* Methode zur Konfiguration automatisierter thermografischer Prüfsysteme
244 Seiten · ISBN 978-3-8316-4574-9

322 *Markus Westermeier:* Qualitätsorientierte Analyse komplexer Prozessketten am Beispiel der Herstellung von Batteriezellen
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-4586-2

323 *Thorsten Klein:* Agiles Engineering im Maschinen- und Anlagenbau
284 Seiten · ISBN 978-3-8316-4598-5

324 *Markus Wiedemann:* Methodik zur auslastungsorientierten Angebotsterminierung für hochvariante Produkte mit kundenindividuellen Leistungsanteilen
216 Seiten · ISBN 978-3-8316-4599-2

325 *Harald Krauss:* Qualitätssicherung beim Laserstrahlschmelzen durch schichtweise thermografische In-Process-Überwachung
304 Seiten · ISBN 978-3-8316-4628-9

326 *Stefan Krotil:* Online-Simulation von fluidischen Prozessen in der frühen Phase der Maschinen- und Anlagenentwicklung
208 Seiten · ISBN 978-3-8316-4636-4

327 *Andreas Roth:* Modellierung des Rührreibschweißens unter besonderer Berücksichtigung der Spalttoleranz
232 Seiten · ISBN 978-3-8316-4639-5