

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

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

## **Regelung der Temperatur beim Rührreibschweißen**

**Andreas Bachmann**

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. Wolfram Volk

Prüfer der Dissertation: 1. Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh  
2. Prof. Dr. Peter Mayr

Die Dissertation wurde am 23.07.2020 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 07.12.2020 angenommen.



## Geleitwort der Herausgeber

Die Produktionstechnik ist für die Weiterentwicklung unserer Industriegesellschaft von zentraler Bedeutung, denn die Leistungsfähigkeit eines Industriebetriebes und damit die Sicherheit der Arbeitsplätze hängen 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 sowie von Nachhaltigkeitsaspekten entwickelt. Die dabei notwendige Steigerung des Automatisierungsgrades darf jedoch nicht zu einer Verfestigung arbeitsteiliger Strukturen führen. Fragen der optimalen Einbindung des Menschen in alle Planungs- und Entwicklungsprozesse 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. Die Steuerung und der Betrieb von Produktionssystemen, die Qualitätssicherung, die Verfügbarkeit und die Autonomie sind Querschnittsthemen hierfür. In den Forschungsberichten des *iwb* werden neue Ergebnisse und Erkenntnisse aus der praxisnahen Forschung des Institutes veröffentlicht. Diese Buchreihe soll dazu beitragen, den Wissenstransfer zwischen dem Hochschulbereich und den Anwendenden zu verbessern.



## Vorwort

Die vorliegende Arbeit ist während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München entstanden.

An erster Stelle möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh, dem Ordinarius des Lehrstuhls für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik, für die Möglichkeit zur Promotion und seine hilfreiche Betreuung bedanken. Er vermittelte mir nicht nur die notwendigen wissenschaftlichen Fertigkeiten, sondern verstand es in ausgezeichneter Weise, meine Selbstständigkeit und Talente zu fördern. Ganz besonders möchte ich mich bei ihm für die Möglichkeit bedanken, Mitglied des Institutsleitungskreises zu sein und die Themengruppe Additive Fertigung zu leiten. Des Weiteren seien dem Zweitprüfer Herrn Prof. Dr. techn. Peter Mayr Inhaber des Lehrstuhls für Werkstofftechnik der Additiven Fertigung und dem Vorsitzenden der Prüfungskommission Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk Inhaber des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen gedankt.

Mein besonderer Dank gilt meinen Kollegen am Institut, die mir jederzeit mit Rat und Tat zur Seite standen. Das fruchtbare und kreative Arbeitsklima am Institut hat das Entstehen dieser Arbeit erst ermöglicht. Ganz besonders hervorheben möchte ich hierbei meine Kollegen und Mentoren Manuel Keßler, Markus Krutzlinger und Stefan Liebl sowie die beiden Kollegen Roman Hartl und Florian Günter. Alle haben mir wertvolles Feedback zu meiner wissenschaftlichen Arbeit gegeben und damit zum guten Gelingen beigetragen. Außerdem möchte ich mich bei meiner Themengruppe für die gute Zeit und die vielen gemeinsamen Erfolge bedanken.

Mein größter Dank gilt jedoch meiner Familie und meiner Partnerin Sarah. Meine Eltern und Großeltern haben mich seit meiner Kindheit gefördert und unterstützt. Sie haben mir sehr früh den großen Wert von Bildung und die Wichtigkeit von lebenslangem Lernen vermittelt. Ich konnte mich stets darauf verlassen, besonders in schwierigen Momenten, zu meiner Familie zurückkehren zu dürfen, um dort im Schutze der Familie neue Kraft und Energie zu tanken. Meine Partnerin Sarah stand mir während des gesamten Zeitraums, in dem diese Dissertation entstanden ist, als wertvolle Unterstützerin zur

Seite. Sie ging mit mir zusammen durch Höhen und Tiefen und ertrug so manche Entbehrung. Sie eröffnete mir mit ihrem humorvollen Wesen und ihrer humanistischen Ausbildung einen neuen Blick auf meine Arbeit. Ohne Sarah wäre die Arbeit in dieser Form wohl nicht zustande gekommen.

München, im Dezember 2020

*Andreas Bachmann*

# Inhalt

<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>V</b>
<b>Formelzeichenverzeichnis</b>	<b>IX</b>
Lateinische Buchstaben . . . . .	IX
Griechische Buchstaben . . . . .	XIII
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Ausgangssituation und Zielsetzung . . . . .	1
1.2 Aufbau der Dissertation . . . . .	2
<b>2 Grundlagen</b>	<b>3</b>
2.1 Allgemeines . . . . .	3
2.2 Aluminiumlegierungen . . . . .	3
2.2.1 Gefügebau . . . . .	3
2.2.2 Einteilung von Aluminiumlegierungen anhand der Legierungselemente und des Werkstoffzustands . . . . .	8
2.3 Rührreibschweißen von Aluminiumlegierungen . . . . .	11
2.3.1 Prozessablauf und wichtige Prozessparameter . . . . .	11
2.3.2 Morphologie von Rührreib-Schweißnähten . . . . .	14
2.4 Ausgewählte Grundlagen der Regelungstechnik . . . . .	16
2.4.1 Allgemeines . . . . .	16
2.4.2 Modellbildung in der Regelungstechnik . . . . .	17
2.4.3 Regelung unsicherer Systeme . . . . .	19
2.5 Grundlagen der Positronen-Annihilations-Spektroskopie . . . . .	20
2.5.1 Wechselwirkungen von Positronen in Metallen . . . . .	20
2.5.2 Bestimmung von Gitterdefekten in Metallen mittels Dopplerspektroskopie . . . . .	25
2.5.3 Koinzidenzmessung zur Charakterisierung von Legierungen . . . . .	27
<b>3 Stand von Forschung und Technik</b>	<b>31</b>
3.1 Allgemeines . . . . .	31

3.2	Modellierung der Wirkzusammenhänge zwischen Prozessparametern und Prozessgrößen beim Rührreibschweißen . . . . .	31
3.3	Regelung des Rührreib-Schweißprozesses . . . . .	37
3.3.1	Regelung der Anpresskraft oder des Spindelmoments . . . . .	37
3.3.2	Regelung der Schweißtemperatur . . . . .	40
3.4	Zusammenhang zwischen Prozessparametern und Nahteigenschaften bzw. Defekten . . . . .	51
3.5	Fazit . . . . .	56
<b>4</b>	<b>Wissenschaftliche Problemstellung und Lösungsweg</b>	<b>57</b>
4.1	Allgemeines . . . . .	57
4.2	Handlungsbedarf und Teilziele . . . . .	57
4.3	Lösungsweg . . . . .	60
4.4	Individuelle Beiträge des Autors . . . . .	61
<b>5</b>	<b>Experimenteller Aufbau</b>	<b>63</b>
5.1	Versuchsanlage und Schweißtemperaturmessung . . . . .	63
5.2	Rührreib-Schweißwerkzeuge . . . . .	64
5.3	Versuchsaufbau für die Positronenspektroskopie . . . . .	65
5.4	Betrachtete Werkstoffe . . . . .	66
<b>6</b>	<b>Publikation I: Die modellbasierte adaptive Temperaturregelung beim Rührreibschweißen nach BACHMANN ET AL. (2017)</b>	<b>67</b>
6.1	Kurzfassung . . . . .	67
6.2	Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und Leistungsbeiträge des Hauptautors . . . . .	68
<b>7</b>	<b>Publikation II: Einfluss der Schweißtemperatur auf die Nahteigenschaften von EN AW-2219-T87 nach BACHMANN ET AL. (2018a)</b>	<b>69</b>
7.1	Kurzfassung . . . . .	69
7.2	Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und Leistungsbeiträge des Hauptautors . . . . .	70
<b>8</b>	<b>Publikation III: Charakterisierung von Rührreib-Schweißnähten mittels Positronen-Annihilations-Spektroskopie nach BACHMANN ET AL. (2019)</b>	<b>71</b>
8.1	Kurzfassung . . . . .	71
8.2	Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und Leistungsbeiträge des Hauptautors . . . . .	72

<b>9 Publikation IV: Ansatz zur prozessmomentbasierten Regelung der Schweißtemperatur nach BACHMANN ET AL. (2018b)</b>	<b>73</b>
9.1 Kurzfassung . . . . .	73
9.2 Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und Leistungsbeiträge des Hauptautors . . . . .	74
<b>10 Zusammenfassung, Nutzenbewertung, Diskussion und Ausblick</b>	<b>75</b>
10.1 Zusammenfassung . . . . .	75
10.2 Betriebswirtschaftliche Nutzenbewertung . . . . .	76
10.2.1 Jährliche Gesamtkosten ohne Temperaturregelung . . . . .	79
10.2.2 Jährliche Gesamtkosten mit modellbasierter adaptiver Temperaturregelung nach BACHMANN ET AL. (2017) . . . . .	79
10.2.3 Jährliche Gesamtkosten mit prozessmomentbasierter Temperaturregelung nach BACHMANN ET AL. (2018b) . . . . .	80
10.2.4 Vergleich der jährlichen Gesamtkosten . . . . .	80
10.3 Diskussion und Ausblick . . . . .	82
10.3.1 Diskussion . . . . .	82
10.3.2 Ausblick . . . . .	83
<b>11 Literaturverzeichnis</b>	<b>87</b>
<b>Anhang</b>	<b>101</b>
A.1 Betreute Studienarbeiten . . . . .	101
A.2 Verwendete Software . . . . .	102
A.3 Kernpublikationen dieser Dissertation . . . . .	103



## Abkürzungsverzeichnis

Al	Aluminium
AN	Annahme
AP	Anknüpfungspunkt
AS	Advancing Side (dt. Gleichlaufseite)
bspw.	beispielsweise
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
CDBS	Coincidence Doppler Broadening Spectroscopy (dt. Koinzidenzmessung)
Cu	Kupfer
D	Differentialglied in einem Regelkreis
DBS	Doppler Broadening Spectroscopy (dt. Doppler-Spektroskopie)
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
d. h.	das heißt
dt.	deutsch
EN	Europäische Norm
EN AW	Europäische Norm für Aluminiumknetlegierungen
engl.	englisch
ESA	European Space Agency (dt. Europäische Weltraumorganisation)
et al.	et alii, lateinische Bezeichnung für <i>und andere</i> (bei Literaturverweisen)
f.	folgende (Seite)
Fe	Eisen
ff.	fortfolgende (Seiten)
FS	Fortschritt
FSW	Friction Stir Welding (dt. Rührreibschweißen)
ggf.	gegebenenfalls
GW	Grundwerkstoff
HF	Handlungsfeld
I	Integralglied in einem Regelkreis
i. d. R.	in der Regel

## Abkürzungsverzeichnis

---

ISO	International Organization for Standardization (dt. Internationale Organisation für Normung)
<i>iwb</i>	Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München
kfz	kubisch-flächenzentriert
LB	Lösungsbaustein
Li	Lithium
LZI	linear zeitinvariant
MRAC	Model Reference Adaptive Control (dt. Adaptive Regelung mit Referenzmodell)
Mg	Magnesium
Mn	Mangan
MPC	Model Predictive Control (dt. Modellprädiktive Regelung)
Nr.	Nummer
o. Nr.	ohne Nummer
P	Proportionalglied in einem Regelkreis
PAS	Positronen-Annihilations-Spektroskopie
PI	Proportional-Integralglied in einem Regelkreis
PID	Proportional-Integral-Differentialglied in einem Regelkreis
PT <sub>1</sub>	Übertragungsglied mit proportionalem Übertragungsverhalten und Verzögerung 1. Ordnung
RS	Retreating Side (dt. Gegenlaufseite)
s.	siehe
S.	Seite
Si	Silizium
SISO	Single Input, Single Output (dt. System mit jeweils einem Ein- und Ausgang)
SPS	speicherprogrammierbare Steuerung
SWK	Schulter-Werkstück-Kontaktfläche
SF	Schlussfolgerung
TCP	Tool Center Point (dt. Werkzeugmittelpunkt)
TE	Thermoelement
TEM	Transmissions-Elektronen-Mikroskopie
TMBZ	thermomechanisch beeinflusste Zone
TWI	The Welding Institute, Cambridge, Großbritannien
TWT	Tool-Workpiece Thermocouple (dt. Werkzeug-Werkstück-Thermoelement)
TZ	Teilziel
v. a.	vor allem

---

vgl.	vergleiche
WEZ	Wärmeeinflusszone
WIG	Wolfram-Inertgas-Schweißen
WWK	Werkzeug-Werkstück-Kontaktfläche
Zn	Zink



# Formelzeichenverzeichnis

## Lateinische Buchstaben

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
$a$	$pm$	Gitterkonstante
$A_{ref}$	$m^2$	Referenzfläche
$A_S$	$keV$	definierte zentrale Fläche unterhalb der glockenförmigen Annihilationslinie um den 511-keV-Scheitelwert
$A_{tot}$	$keV$	gesamte Fläche unterhalb der Annihilationslinie
$b$	$mm$	Fügespaltbreite
$c$	$\frac{m}{s}$	Lichtgeschwindigkeit im Vakuum
$C(s)$	-	Übertragungsfunktion des Filters in der Laplace-Transformation
$d$	$m$	mittlere Korngröße
$d_{krit}$	$nm$	kritische Ausscheidungsgröße
$dA$	$m^2$	infinitesimales Flächenelement auf der WWK
$d\dot{Q}$	$W$	infinitesimaler Wärmestrom
$E_\gamma$	$keV$	Energie des $\gamma$ -Quants (Photons) im Schwerpunktsystem
$E_B$	$keV$	Bindungsenergie des Positrons an eine Defektstelle
$E_{Zerstrahlung}$	$keV$	Zerstrahlungsenergie eines Positronen-Elektronen-Paars
$E'_{Zerstrahlung}$	$keV$	Lorentz-Transformierte der Zerstrahlungsenergie eines Positronen-Elektronen-Paars
$E_{1,2}$	$keV$	Energie des $\gamma$ -Quants (Photons) im Laborsystem
$F_z$	$N$	Anpresskraft in axialer Richtung des Werkzeugs
$h_p$	$m$	Schweißstiftlänge von der Schulterstirnfläche bis zur Schweißstiftspitze
$k$	$\frac{MPa}{\sqrt{mm}}$	Korngrenzenwiderstand
$K_{Einr.}$	$\text{€}$	Einrichtkosten

## Formelzeichenverzeichnis

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
$K_{Erod.}$	€	Kosten für das Erodieren einer Thermoelementbohrung
$K_{Fix}$	$\frac{€}{a}$	jährliche fixe Kosten
$K_{FSW}$	€	Marktpreis für ein FSW-Werkzeug
$K_{ges}$	$\frac{€}{a}$	jährliche Gesamtkosten
$K_{ges, d. R.}$	$\frac{€}{a}$	jährliche Gesamtkosten mit direkter Temperaturregelung
$K_{ges, o. R.}$	$\frac{€}{a}$	jährliche Gesamtkosten ohne Temperaturregelung
$K_{ges, p. R.}$	$\frac{€}{a}$	jährliche Gesamtkosten mit prozessmomentbasierter Temperaturregelung
$k_{Pers.}$	€/h	Personalkostensatz
$K_{TE}$	€	Marktpreis für ein Thermoelement
$K_{Var}$	€	variable Kosten
$K_{WZH, o. R.}$	€	Kosten des Werkzeughalters ohne Temperaturregelung
$K_{WZH, R.}$	€	Kosten des Werkzeughalters mit Temperaturregelung
$K_{ZSK}$	$\frac{€}{a}$	jährliche Zusatzkosten
$l_{FSW}$	km	geschweißte Nahtlänge pro Jahr
$m_{JC}$	-	werkstoffspezifischer Parameter im Johnson-Cook-Modell
$M_p$	Nm	Prozessmoment
$m_0$	kg	Ruhemasse des Elektrons bzw. Positrons
$N$	-	normierte Anzahl von Schwingungen nach einem Sollwertsprung
$n$	$\frac{1}{min}$	Drehzahl des Werkzeugs
$n_{FSW}$	$\frac{1}{a}$	Anzahl unterschiedlicher Schweißaufgaben pro Jahr
$n_{WKZ}$	$\frac{1}{a}$	Anzahl der erforderlichen Werkzeuge pro Jahr
$n_\gamma$	cps	Zählrate
$p$	$\frac{N}{mm^2}$	Druckspannung auf die projizierte Werkzeugstirnfläche
$P_{Ist}$	W	Ist-Leistung
$p_L$	$\frac{kg \cdot m}{s}$	longitudinaler Impuls des Positronen-Elektronen-Paar-Schwerpunkts
$p_T$	$\frac{kg \cdot m}{s}$	transversaler Impuls des Positronen-Elektronen-Paar-Schwerpunkts

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
$P_{Soll}$	W	Soll-Leistung
$\dot{Q}$	W	Wärmestrom (Wärmeleistung) der Wärmequelle
$\dot{q}$	$\frac{W}{m^2}$	flächenspezifische Wärmestromdichte an der WWK
$r$	m	Koordinate im zylindrischen Koordinatensystem – Abstand von der Mittelachse
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$RMSE$	K	Wurzel des mittleren quadratischen Fehlers (engl. Root-Mean-Square Error)
$r_p$	m	Radius an der Spitze des Schweißstifts
$R_{p0,2}$	MPa	0,2-%-Dehngrenze
$r_s$	m	Schulterradius
$s$	-	Variable der Laplace-Transformation
$S$	-	S-Parameter
$T$	°C	Temperatur
$t_A$	a	Abschreibungsdauer
$t_{Einr.}$	h	Dauer für das Einrichten
$t_{Einr., o. R.}$	h	Dauer für das Einrichten ohne Temperaturregelung
$t_{Einr., R.}$	h	Dauer für das Einrichten mit Temperaturregelung
$t_{FSW}$	h	Schweißzeit pro Jahr
$T_{Ist}$	°C	Ist-Schweißtemperatur
$T_{kritisch}$	°C	kritische Schweißtemperatur
$T_{ref}$	°C	Referenztemperatur
$T_S$	°C	Schweißtemperatur
$T_{Solidus}$	°C	Solidustemperatur
$T_{Solidus 6061-T6}$	°C	Solidustemperatur von EN AW-6061-T6
$T_{Soll}$	°C	Soll-Schweißtemperatur
$v$	-	Relativgeschwindigkeit des Schwerpunktsystems zum Laborsystem
$v_S$	$\frac{mm}{min}$	Schweißgeschwindigkeit
$v_{Werkstück}$	$\frac{m}{s}$	Geschwindigkeit eines werkstückseitigen Punkts an der WWK
$v_{Werkzeug}$	$\frac{m}{s}$	Geschwindigkeit eines werkzeugseitigen Punkts an der WWK

---

<b>Formelzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$x$	m	Koordinate im Schwerpunktsystem des Teilchenpaars
$x'$	m	Koordinate im Laborsystem
$y$	m	Koordinate im Schwerpunktsystem des Teilchenpaars
$y'$	m	Koordinate im Laborsystem
$z$	m	Koordinate im Schwerpunktsystem des Teilchenpaars
$z'$	m	Koordinate im Laborsystem

## Griechische Buchstaben

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
$\alpha$	°	Öffnungswinkel des konischen Schweißstifts
$\beta$	°	Anstellwinkel des FSW-Werkzeugs
$\delta$	-	Haftmaß
$\Delta E$	keV	Dopplerverschiebung aufgrund des longitudinalen Impulses des Teilchenpaar-Schwerpunkts
$\Delta\Theta$	rad	Winkelabweichung von der Antiparallelität der Ausbreitungsrichtungen zweier Photonen
$\Delta T$	K	Abweichung der Temperatur vom Sollwert
$\epsilon$	-	technische Dehnung
$\Theta_0$	rad	Winkel zwischen der Ausbreitungsrichtung der Photonen und der x-Achse im Schwerpunktsystem
$\Theta_1, \Theta_2$	rad	Winkel zwischen der Ausbreitungsrichtung zweier Photonen und der x-Achse im Laborsystem
$\lambda$	$\frac{\text{W}}{\text{m}\cdot\text{K}}$	Wärmeleitfähigkeit
$\mu$	-	Reibungskoeffizient nach Coulomb
$\pi$	-	Kreiszahl
$\rho$	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Dichte
$\sigma$	MPa	Normalspannung
$\sigma_{\text{Fließ}}$	MPa	Fließspannung
$\sigma_{T_{\text{ref}}}$	MPa	Fließspannung bei Referenztemperatur
$\sigma_0$	MPa	Startspannung für die Versetzungsbewegung
$\tau$	s	Einschwingzeit nach einem Sollwertsprung
$\tau_{\text{Fließ}}$	MPa	Schubfließspannung
$\tau_{\text{Kontakt}}$	MPa	Kontaktspannung an der WWK
$\tau_{\text{max}}$	MPa	maximal erreichbare Schubspannung
$\omega$	$\frac{\text{rad}}{\text{s}}$	Winkelgeschwindigkeit des Werkzeugs



# 1 Einleitung

## 1.1 Ausgangssituation und Zielsetzung

Die europäische Raumfahrtagentur ESA hat sich für die Nachfolge der europäischen Trägerrakete Ariane 5 ein ambitioniertes Ziel gesetzt: Die Startkosten sollen bei der Ariane 6 im Vergleich zur Ariane 5 auf die Hälfte reduziert werden (ESA 2019). Dieses Ziel kann nur durch die Erschließung zusätzlicher Leichtbaupotenziale erreicht werden. Durch die Reduzierung der Eigenmasse der Rakete bei gleichbleibenden Herstellkosten ist es möglich, mehr Nutzlast zu transportieren, wodurch die Startkosten pro Kilogramm Nutzlast sinken. Bereits KAHNERT ET AL. (2012, S. 1) bezeichneten das Rührreibschweißen (engl. *Friction Stir Welding*, kurz FSW) als eine Schlüsseltechnologie, um den Leichtbau in der Raumfahrttechnik weiter voranzutreiben. Am Beispiel eines Raketentanks aus einer hochfesten Aluminium-Kupfer-Legierung zeigten KAHNERT ET AL. (2012, S. 1) die Vorteile des FSW gegenüber dem Wolfram-Inertgas-Schweißen (WIG) auf.

Trotzdem verursacht auch das FSW eine erhebliche Veränderung des Werkstoffgefüges in der Fügezone, was sich unweigerlich auf die mechanischen Eigenschaften der Verbindung auswirkt. Die Ursachen für die Gefügeveränderung sind hauptsächlich die plastische Deformation und die Temperatureinwirkung während des FSW-Prozesses (DOS SANTOS ET AL. 2010, S. 314 ff.; REYNOLDS 2007, S. 51 ff.). Die Temperatureinwirkung wird durch die einstellbaren Prozessparameter, den Werkstückwerkstoff, die Werkstückgeometrie und die Spanntechnik bestimmt. Folglich müssen für unterschiedliche Werkstückgeometrien verschiedene Prozessparameter eingestellt oder die Prozessparameter entlang einer Schweißnaht angepasst werden, um gleiche bzw. gleichbleibende Nahteigenschaften zu erzielen (FEHRENBACHER ET AL. 2011a, S. 2 ff.; DE BACKER ET AL. 2014, S. 378 ff.).

Die vorliegende Dissertation zielt darauf ab, beim FSW gleichbleibende und hohe Nahtqualitäten unabhängig von der Bauteilgeometrie sowie der Schweißnahtlänge ohne aufwendige experimentelle Parametrierung sicherzustellen. Infolgedessen können Sicherheitsfaktoren bei der Auslegung sowie Kosten und Zeit für das Einrichten des Prozesses reduziert werden. Ein Ansatz zur Erreichung dieses Ziels besteht in der

Regelung der Schweißtemperatur beim FSW. Die Schweißtemperatur ist eine wichtige Größe beim FSW-Prozess und beeinflusst die Nahtqualität maßgeblich (ZETTLER ET AL. 2010, S. 247 ff.; ARBEGAST 2008, S. 373).

In dieser Arbeit steht die Raumfahrttechnik – im Speziellen die Fertigung von Strukturbauteilen und Treibstofftanks – im Fokus. Dort gilt die statische Zugfestigkeit als wichtige mechanische Kenngröße, weil die meisten Bauteile einer Rakete nur einmal verwendet werden und die größten Belastungen aufgrund der Beschleunigung beim Start vergleichsweise kurzzeitig auftreten. Im Gegensatz zur Luftfahrt spielen also dynamische Dauerbelastungen bei der Auslegung in der Raumfahrt eine untergeordnete Rolle (KAHNERT ET AL. 2012, S. 1 ff.). Zudem werden in der Raumfahrttechnik meist nur geringe Stückzahlen eines Bauteils gefertigt, weshalb eine aufwendige Prozessparametrierung besonders unwirtschaftlich ist. Aus diesen Gründen orientiert sich diese Arbeit an mehreren Stellen an der Raumfahrttechnik und zieht Anwendungsbeispiele aus diesem Industriezweig heran.

### 1.2 Aufbau der Dissertation

Bei dieser Arbeit handelt es sich um eine publikationsbasierte Dissertation, d. h., die wesentlichen Inhalte wurden anhand von vier Publikationen abgehandelt. In Kapitel 2 werden die technischen und methodischen Grundlagen erläutert, die zum Verständnis der Arbeit erforderlich sind. Kapitel 3 stellt den Stand der Technik und Forschung vor, woraus in Kapitel 4 der Handlungsbedarf und die Vorgehensweise abgeleitet werden. Nach der Beschreibung des experimentellen Aufbaus in Kapitel 5 werden die Inhalte der Publikationen in den Kapiteln 6 – 9 in knapper Form zusammengefasst. Die Dissertation schließt mit einer Zusammenfassung, einer betriebswirtschaftlichen Nutzenbewertung und einem Ausblick in Kapitel 10.

## 2 Grundlagen

### 2.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die zum Verständnis der Dissertation erforderlichen Grundlagen und Methoden vermittelt sowie Fachtermini eingeführt. Da sich die vorliegende Arbeit auf das FSW von Aluminiumlegierungen konzentriert, werden in Abschnitt 2.2 zunächst die werkstoffkundlichen Aspekte der betrachteten Legierungssysteme erläutert. Im Anschluss daran befasst sich Abschnitt 2.3 mit den Grundlagen des FSW. Abschnitt 2.4 behandelt die für diese Arbeit relevanten regelungstechnischen Ansätze und Methoden. Das Kapitel schließt mit den Grundlagen zur Interaktion zwischen Materie und Positronen. Damit wird das Verständnis für die gemäß Kapitel 8 eingesetzten Analysemethoden geschaffen.

### 2.2 Aluminiumlegierungen

#### 2.2.1 Gefügebau

Wie nahezu alle Metalle sind sowohl reines Aluminium als auch Aluminiumlegierungen kristallin aufgebaut. Charakteristisch für Aluminium ist dessen kubisch-flächenzentrierte (kfz) Elementarzelle. Das bedeutet, dass sich an jedem Eckpunkt und in jeder Fläche der würfelförmigen Elementarzelle ein Aluminiumatom befindet (s. Abbildung 2.1). Durch diesen Aufbau weisen Aluminiumlegierungen insgesamt zwölf verschiedene Gleitmöglichkeiten (Gleitebenen) für Versetzungen auf. Die Bewegung von Versetzungen wird als Gleiten bezeichnet und tritt bei plastischer Deformation auf mikroskopischer Ebene auf. Nach *von Mises* sind mindestens fünf aktivierbare Gleitsysteme erforderlich, um plastische Verformbarkeit grundsätzlich zu ermöglichen (OSTERMANN 2014, S. 71). Da die Aluminium-Elementarzelle mehr als doppelt so viele Gleitsysteme besitzt, zeichnen sich Aluminiumlegierungen i. d. R. durch ein sehr gutes plastisches Deformationsverhalten aus. Dieses ist z. B. für die Herstellung von Knetlegierungen eine wichtige Voraussetzung.



von geringsten Mengen an Legierungselementen deutlich verzögert. Wird der Werkstoff hingegen auf mittlere Temperaturen erwärmt (ca. 200 °C) und dort gehalten, so lässt sich das Ausheilen von Leerstellen signifikant beschleunigen. (OSTERMANN 2014, S. 74)

**Fremd- und Zwischengitteratome** sind nach GOTTSTEIN (2014, S. 72) den nulldimensionalen Gitterfehlern zuzuordnen. Beide Defekte werden durch Fremdatome (Atome eines anderen Elements) verursacht, welche entweder Atome auf regulären Gitterplätzen substituieren (diese werden somit auch als Substitutionsatome bezeichnet, s. Abbildung 2.2b)) oder Zwischengitterplätze besetzen (s. Abbildung 2.2c)). Ob ein Zwischengitterplatz besetzt werden kann, hängt von der Geometrie der Elementarzelle und vom Atomradius des Fremdatoms ab. Sowohl Zwischengitteratome als auch Substitutionsatome führen zu einer lokalen Verzerrung des Metallgitters und damit i. d. R. zu einer Erhöhung der Festigkeit (GOTTSTEIN 2014, S. 72). Dieser Effekt wird auch als Mischkristallhärtung bezeichnet.

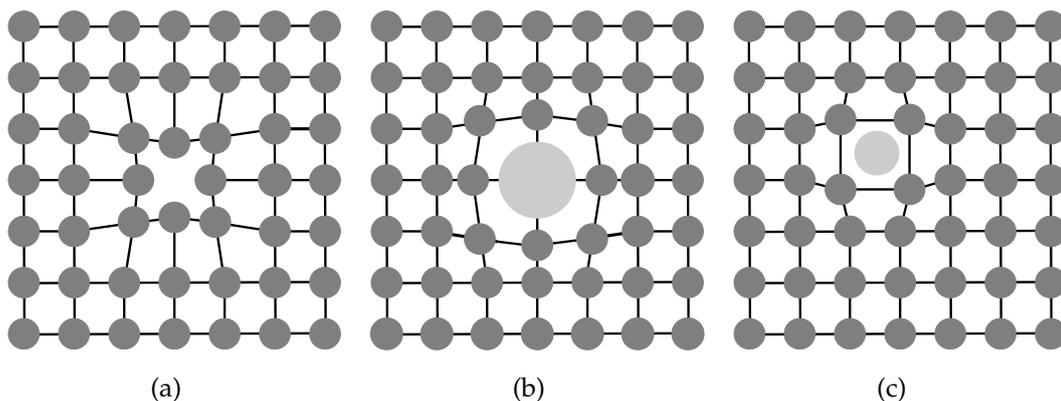


Abbildung 2.2: Drei verschiedene Arten von nulldimensionalen Gitterdefekten: a) Leerstelle, b) Fremd- und Zwischengitteratom (in Anlehnung an GOTTSTEIN 2014, S. 73)

**Versetzungen** sind linienförmige (eindimensionale) Fehlstellen im Metallgitter. Normalerweise wird zwischen Stufen- und Schraubenversetzungen unterschieden. Die Schubkräfte, die erforderlich sind, um die Versetzung zu bewegen, sind ein Maß für die Festigkeit des Werkstoffs. Eine Behinderung der Versetzungsbewegung bedeutet daher eine Steigerung der Festigkeit, gleichzeitig aber auch eine Versprödung. Dieser Effekt wird technisch bspw. bei der Kaltverfestigung von Aluminiumlegierungen ausgenutzt. Dabei bilden sich durch plastische Deformation zum einen neue Versetzungen, zum anderen bewegen sich bestehende Versetzungen und interagieren miteinander. Infolgedessen kommt es zu einer gegenseitigen Verankerung von Versetzungen, sodass deren

weitere Bewegung blockiert wird (OSTERMANN 2014, S. 74 ff.; KAMMER 2002, S. 258). Versetzungen können nicht ohne Weiteres sichtbar gemacht werden, da hierfür meist hochauflösende Bildgebungsverfahren erforderlich sind (GOTTSTEIN 2014, S. 85 ff.).

**Stapelfehler** sind (zweidimensionale) Fehler in der Stapelreihenfolge der dichtestgepackten Gleitebenen. Stapelfehler entstehen durch eine Versetzungsreaktion, wobei die Stapelfehlerenergie überwunden werden muss. Diese ist bei reinem Aluminium sehr hoch, wodurch sich bei plastischer Deformation kaum Stapelfehler bilden. (OSTERMANN 2014, S. 76 ff.; KAMMER 2002, S. 256)

**Korngrenzen** zählen laut SCHULZE (1974, S. 129 f.) und KAMMER (2002, S. 256) ebenfalls zu den sogenannten zweidimensionalen Gitterfehlern. Es handelt sich dabei um Bereiche eines Metalls mit gleicher Kristallstruktur, aber unterschiedlicher Orientierung. Korngrenzen stellen ein Hindernis für die Versetzungsbewegung dar, da diese durch Gleiten nicht ohne Weiteres überwunden werden können. Daher stauen sich Versetzungen bei plastischer Deformation an den Korngrenzen auf. Erst wenn hinreichend viele Versetzungen zusammentreffen, kann deren Spannungsfeld Gleitsysteme im Nachbarkorn aktivieren (OSTERMANN 2014, S. 81 ff.; KAMMER 2002, S. 258). Dieser Effekt wird bei der sogenannten Feinkornhärtung ausgenutzt, da kleinere Körner mit einer erhöhten Anzahl an Versetzungshindernissen einhergehen, was in einer Festigkeitssteigerung resultiert. Die Abhängigkeit der Fließspannung  $\sigma_{Fließ}$  von der Korngröße wird laut OSTERMANN (2014, S. 81) von der Hall-Petch-Beziehung beschrieben:

$$\sigma_{Fließ} = \sigma_0 + k \cdot d^{-\frac{1}{2}}. \quad (2.1)$$

In Gleichung (2.1) steht  $d$  für die mittlere Korngröße und  $\sigma_0$  für die Startspannung, welche v. a. von der inneren Reibung des Werkstoffs abhängt. Die Startspannung ist jene Spannung, die überwunden werden muss, damit eine Versetzungsbewegung überhaupt eintritt. Der Korngrenzenwiderstand  $k$  ist ein werkstoffspezifischer Parameter (OSTERMANN 2014, S. 81).

Die Feinkornhärtung wird durch den physikalischen Effekt der Rekristallisation hervorgerufen. Darunter wird laut GOTTSTEIN (2014, S. 321 f.) die Gefügebildung in plastisch verformten metallischen Werkstoffen während einer Wärmebehandlung verstanden. Die vorangegangene plastische Verformung erzeugt Versetzungen, welche bei der Wärmebehandlung durch eine thermisch aktivierte Neubildung von Körnern beseitigt werden. Grundsätzlich gilt: Je höher die eingebrachte Deformation und damit die Versetzungsdichte ist, desto feiner bilden sich die Gefügekörner aus. Die Versetzungen wirken beim Rekristallisationsprozess als Keime, an denen sich neue Körner ausbilden. Der Rekristallisationsprozess lässt sich weiter in statische und dynamische

Rekristallisationsvorgänge untergliedern. Während die statische Rekristallisation bei der Wärmebehandlung nach einer zuvor stattgefundenen Kaltverfestigung auftritt, läuft die dynamische Rekristallisation bereits während der Verformung ab (GOTTSTEIN 2014, S. 321 ff.).

**Phasengrenzen** trennen Bereiche innerhalb eines Metalls, die sich im Gegensatz zu Korngrenzen auch in der Gitterstruktur von den benachbarten Kristallen bzw. dem umgebenden Metallgitter unterscheiden. Sind die Gitterkonstanten der beiden Phasen ähnlich, so wird bei gleicher Orientierung von einer kohärenten Phasengrenze gesprochen. Sie ist dadurch gekennzeichnet, dass sich alle Gitterebenen über die Phasengrenze hinweg fortsetzen. Ist der Unterschied der Gitterkonstanten beider Phasen größer, so liegt eine teilkohärente Phasengrenze vor. Als Folge der Inkompatibilität der Gitterstrukturen ist es energetisch günstiger, die geometrische Abweichung durch Versetzungen zu kompensieren. Dies führt dazu, dass nicht mehr alle Gitterebenen über die Phasengrenze fortgesetzt werden. Bei einem deutlichen Unterschied der Gitterkonstanten entsteht eine inkohärente Phasengrenze, bei der keine gemeinsamen Gitterebenen mehr vorliegen. (GOTTSTEIN 2014, S. 103)

Der Effekt von Phasengrenzen in einem Festkörper wird insbesondere bei Aluminiumlegierungen in Form der sogenannten Ausscheidungshärtung gezielt genutzt. Dabei werden durch die Zugabe von Legierungselementen und die Durchführung einer speziellen Wärmebehandlung *Ausscheidungen*<sup>1</sup> in das Aluminium-Wirtsgitter eingebracht. An diesen Stellen liegt somit eine Phasengrenze vor, die entweder kohärent, teilkohärent oder inkohärent sein kann. (OSTERMANN 2014, S. 90 ff.)

Die Phasengrenze zwischen Wirtsgitter und Ausscheidungen verursacht eine Behinderung der Versetzungsbewegungen, wobei neben der Art der Phasengrenze auch die Größe der Ausscheidungen eine wichtige Rolle spielt. Je nach Art und Teilchengröße ist bei der Versetzungsbewegung entweder das Umgehen oder das Schneiden von Ausscheidungen energetisch günstiger. Meist steigt die für das Schneiden von Versetzungen notwendige Energie mit der Teilchengröße. Für kleine Ausscheidungen ist hingegen die für das Umgehen erforderliche Energie größer; diese nimmt jedoch mit steigender Teilchengröße ab. In Abhängigkeit von der Art der Phasengrenze gibt es also eine kritische Ausscheidungsgröße  $d_{krit}$ , bei der eine maximale Energie aufgewendet werden muss, um die Versetzungsbewegung zu ermöglichen. Hierbei ist für das Schneiden und Umge-

---

<sup>1</sup> Teilchen einer Fremdphase, engl. *precipitates*

hen dieselbe Energie notwendig, sodass die höchste Festigkeitssteigerung vorliegt. Wird  $d_{krit}$  bei der Wärmebehandlung überschritten, so wird dies als *Überalterung* bezeichnet. (KAMMER 2002, S. 259)

Die technisch relevanten Aluminiumlegierungen sind Vielkristalle, welche aus einer Vielzahl an Körnern bestehen, wobei insbesondere die mechanischen Eigenschaften von den angeführten Unregelmäßigkeiten auf Kristallebene bestimmt werden. Deshalb werden bei der Herstellung von Halbzeugen aus Aluminiumlegierungen gezielt Gitterdefekte eingebracht, um die Werkstoffeigenschaften zu beeinflussen (KAMMER 2002, S. 255). Im folgenden Abschnitt werden industriell relevante Aluminiumlegierungen beschrieben und deren thermische bzw. mechanische Behandlung erläutert.

### 2.2.2 Einteilung von Aluminiumlegierungen anhand der Legierungselemente und des Werkstoffzustands

Neben der Kategorisierung in naturharte und aushärtbare Legierungen lassen sich Aluminiumwerkstoffe in Knet- und Gusslegierungen einteilen. Bei den Knetlegierungen steht v. a. die Verformbarkeit im Vordergrund; bei den Gusslegierungen ist hingegen das Gießverhalten von wesentlichem Interesse (KAMMER 2002, S. 131). Da sich diese Arbeit auf Knetlegierungen konzentriert, werden Gusslegierungen im Folgenden nicht weiter behandelt.

Nach DIN EN 573-1 werden die Aluminiumknetlegierungen mit dem Kürzel EN AW<sup>2</sup> und einer vierstelligen Zahl benannt. Die erste Stelle der Zahl bezieht sich dabei auf das Hauptlegierungselement. Abbildung 2.3 zeigt die acht Hauptgruppen (1000er bis 8000er) von Aluminiumlegierungen mit dem zugehörigen Hauptlegierungselement. Außerdem werden die Gruppen den naturharten oder den aushärtbaren Legierungen zugeordnet. Die Mischkristallhärtung ist bei den naturharten Aluminiumlegierungen der dominierende Effekt und verleiht ihnen ihre mechanischen Eigenschaften. Durch die Einlagerung der Legierungselemente als Zwischengitter- oder als Substitutionsatome wird das Kristallgitter lokal verzerrt, was zu einer Behinderung der Versetzungsbeweglichkeit führt (KAMMER 2002, S. 131 f.). Um die Festigkeit der naturharten Knetlegierungen zu erhöhen, werden diese häufig zusätzlich kaltverfestigt (OSTERMANN 2014, S. 100 ff.). Bei einer Erwärmung der naturharten Aluminiumknetlegierungen nimmt die Festigkeit i. d. R. ab (KAMMER 2002, S. 132).

---

<sup>2</sup> Abkürzung: Europäische Norm Aluminium-Knetlegierungen (engl. Wrought Alloys)

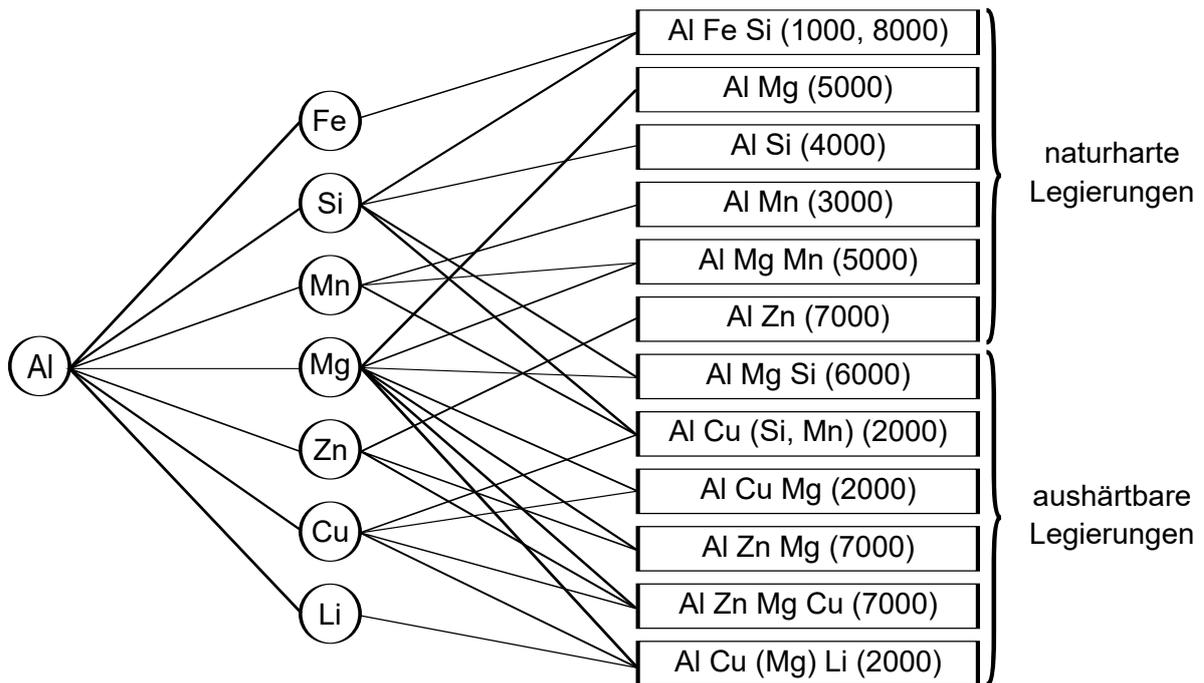


Abbildung 2.3: Einteilung der Hauptgruppen der Aluminiumknetlegierungen (in Anlehnung an KAMMER 2002, S. 131)

In der Luft- und Raumfahrttechnik kommen häufig hochfeste Aluminiumlegierungen der 2000er- und der 7000er-Gruppe zum Einsatz. Beide Gruppen zählen zu den aushärtbaren Legierungen. Die mechanischen Eigenschaften dieser Legierungen werden durch Ausscheidungen von Legierungselementen bestimmt, welche sich infolge einer Wärmebehandlung ausbilden (OSTERMANN 2014, S. 100 ff.; KAMMER 2002, S. 132). Diese Wärmebehandlung wird auch als Aushärtung bezeichnet und besteht laut KAMMER (2002, S. 260) aus den folgenden drei Schritten:

**1. Lösungsglühen:** Das Ziel dieses Prozessschritts ist es, einen möglichst homogenen Al-Mischkristall zu bilden. Dies wird erreicht, indem die Aluminiumlegierungen auf eutektische Temperatur erhitzt und dort für eine definierte Zeit gegläht werden. Dadurch lösen sich die Legierungselemente im Aluminiumgitter. (KAMMER 2002, S. 261)

**2. Abschrecken:** Nach dem Lösungsglühen wird der Werkstoff rasch auf Raumtemperatur abgekühlt. Dies verhindert ein Ausdiffundieren der gelösten Legierungselemente; thermisch induzierte Leerstellen verbleiben im Kristallgitter. Dadurch entsteht ein instabiler Mischkristall, der sowohl mit Leerstellen als auch mit Fremdatomen übersättigt ist. (KAMMER 2002, S. 261)

**3. Auslagern:** Der übersättigte Mischkristall befindet sich in einem geeigneten Ausgangszustand für das anschließende Auslagern. Dabei wird zwischen Kalt- und Warmauslagern unterschieden. Das Kaltauslagern findet bei Raumtemperatur statt, wohin-

gegen das Warmauslagern durch einen Glühprozess bei leicht erhöhten Temperaturen durchgeführt wird. Bei beiden Arten der Auslagerung werden die gelösten Fremdatome in der Aluminiummatrix als (Fremdphasen-)Partikel ausgeschieden. Die erhöhte Leerstellenkonzentration ist dabei von großer Bedeutung, da sie die Beweglichkeit der Fremdatome begünstigt und damit die zur Ausscheidung erforderlichen Diffusionsvorgänge fördert. (KAMMER 2002, S. 261)

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Eigenschaften der Aluminiumwerkstoffe sowohl von der Legierungszusammensetzung als auch vom Werkstoffzustand infolge einer thermischen bzw. mechanischen Nachbehandlung abhängen. Um diesem Umstand im Bezeichnungssystem der Aluminiumwerkstoffe Rechnung zu tragen, regelt die DIN EN 515 die Angabe des Werkstoffzustands anhand eines an die Werkstoffnummer angehängten Schlüssels (s. Tabelle 2.1).

---

<b>Bezeichnung des Werkstoffzustands</b>	<b>Bedeutung</b>
F	Herstellungszustand (keine Grenzwerte für mechanische Eigenschaften festgelegt)
O	weichgeglüht
H12	kaltverfestigt auf 1/4 der Maximalhärte
H18	kaltverfestigt auf Maximalhärte (voll durchgehärtet)
W	lösungsgeglüht (instabiler Zustand)
T1	abgeschreckt aus der Warmumformungstemperatur und kaltausgelagert
T2	abgeschreckt aus der Warmumformungstemperatur, kaltumgeformt und kaltausgelagert
T3	lösungsgeglüht, kaltumgeformt und kaltausgelagert
T4	lösungsgeglüht und kaltausgelagert
T5	abgekühlt aus der Warmumformungstemperatur und warmausgelagert
T6	lösungsgeglüht und warmausgelagert
T7	lösungsgeglüht und überaltert
T8	lösungsgeglüht, kaltumgeformt und warmausgelagert
T87	lösungsgeglüht, etwa 7% kaltumgeformt und warmausgelagert

---

*Tabelle 2.1: Auswahl an Werkstoffzuständen von Aluminiumknetlegierungen (in Anlehnung an DIN EN 515)*

Die komplette Bezeichnung einer Aluminiumknetlegierung besteht also aus der Abkürzung EN AW, der Werkstoffnummer, welche die Legierungszusammensetzung kodiert, und dem Kürzel für den Werkstoffzustand. Als Beispiel sei hier die in dieser Arbeit betrachtete hochfeste Aluminiumlegierung EN AW-2219-T87 angeführt. Dabei handelt es sich um eine Aluminiumknetlegierung der 2000er-Gruppe mit dem Hauptlegierungselement Kupfer. Der Werkstoff wurde lösungsgeglüht und abgeschreckt, anschließend zu ca. 7% kaltumgeformt sowie warmausgelagert.

### 2.3 Rührreibschweißen von Aluminiumlegierungen

#### 2.3.1 Prozessablauf und wichtige Prozessparameter

Das FSW ist nach DIN EN ISO 25239-1 ein Schweißverfahren, bei dem ein rotierendes, nahezu verschleißfestes Werkzeug zum Fügen von überwiegend Aluminiumlegierungen verwendet wird. Nach DIN 8593-0, DIN 8593-6 und DIN EN 14610 zählt das FSW zur Gruppe der Pressschweißverfahren mit bewegter Masse. In Abbildung 2.4 ist der Ablauf beim FSW zweier Bleche im Stumpfstoß dargestellt.

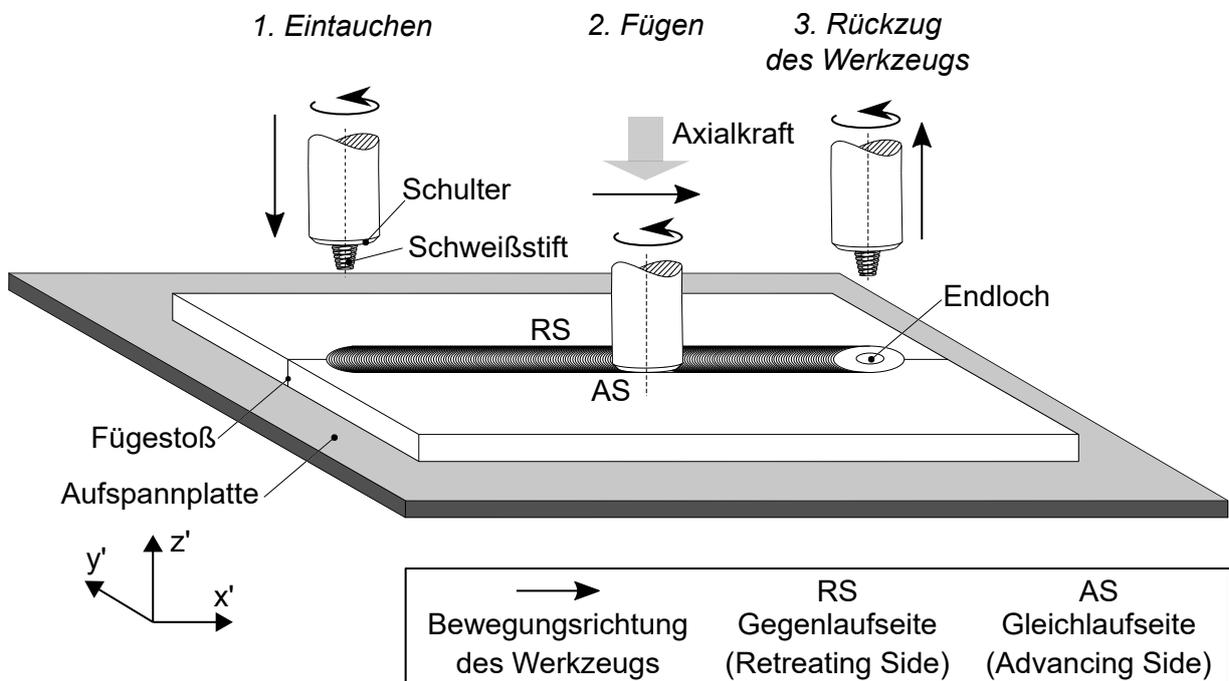


Abbildung 2.4: Prozessablauf beim FSW im Stumpfstoß

Der FSW-Prozess besteht i. d. R. aus drei Prozessphasen (COLLIGAN 2010, S. 18). Zunächst wird das aus Schulter und Schweißstift bestehende und rotierende FSW-Werkzeug in axialer Richtung auf den Startpunkt der späteren Naht gedrückt. Dabei

entsteht infolge von Reibung und plastischer Deformation zwischen dem rotierenden Werkzeug und den beiden Fügepartnern Wärme (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 1). Die lokale Erwärmung verursacht eine Entfestigung des Werkstoffs in der Umgebung des Werkzeugs, wodurch das Eindringen des Schweißstifts in den Fügestoß ermöglicht wird. Dieser als *Eintauchen*<sup>3</sup> bezeichnete Vorgang endet, sobald es zum Kontakt zwischen der Schulter und den Werkstücken kommt (COLLIGAN 2010, S. 18 f.). Manche Werkstoffe erfordern nach dem Eintauchen noch eine *Verweilphase*<sup>4</sup>. Diese dient dazu, die Werkstücke sowie das Werkzeug durchzuwärmen und dauert meist mehrere Sekunden an (COLLIGAN 2010, S. 18 f.).

Im Anschluss daran erfolgt das eigentliche *Fügen*, bei welchem das rotierende Werkzeug mit einer definierten Geschwindigkeit (*Schweißgeschwindigkeit* oder *Vorschubgeschwindigkeit*) entlang der Fügelinie bewegt wird (DIN EN ISO 25239-1, S. 13). Währenddessen vermischt der Schweißstift den lokal erweichten Werkstoff der beiden Fügepartner, wobei ein halbkreisförmiger Werkstofftransport entgegen der Schweißrichtung stattfindet (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 1 ff.; COLLIGAN 2010, S. 19). Die Werkzeugschulter erfüllt während des Fügens zwei wesentliche Funktionen, welche für die Herstellung defektfreier Schweißnähte unerlässlich sind. Erstens begrenzt die Schulter die Prozesszone nach oben hin und verhindert somit ein Austreten des erweichten Werkstoffs (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 1; COLLIGAN 2010, S. 16). Zweitens sorgt die Anpresskraft, welche über die Schulterfläche in die Prozesszone eingeleitet wird, für eine Verdichtung des plastifizierten Werkstoffs (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 16). Bei einer unzureichenden Werkstoffverdichtung kommt es häufig zur Bildung einer *Schlauchpore*, welche zu den typischen Nahtdefekten beim FSW zählt (DIN EN ISO 25239-5, S. 13; FULLER 2007, S. 16). Aufgrund der Anpresskraft, die hauptsächlich von der Schulter auf die Prozesszone ausgeübt wird, ist eine steife Gegenlagerung der Werkstücke essenziell, um eine ausreichende Materialverdichtung sicherzustellen. Dazu werden die Werkstücke meist mittels Spannhilfen auf einer ebenen *Aufspannplatte*<sup>5</sup> aus Stahl fixiert. Dadurch wird ein Entweichen des Werkstoffs nach unten hin verhindert, gleichzeitig werden die hohen Prozesskräfte abgeleitet (COLLIGAN 2010, S. 18, S. 24). Um die Werkstoffverdichtung und den Werkstofffluss zu unterstützen, ist es von Vorteil, das FSW-Werkzeug in einer leicht stechenden Position entlang der Fügelinie zu führen. Dadurch wird von der Schulterrückseite (in Bezug zur Schweißrichtung) zusätzlicher Druck auf die Prozesszone ausgeübt, sodass die Verdichtungswirkung erhöht wird. Zudem wird an der

---

<sup>3</sup> engl.: *plunging*

<sup>4</sup> engl.: *dwelling*

<sup>5</sup> engl.: *backing plate*

Werkzeugvorderseite eine Art Schieben des Werkstoffs ermöglicht, was dem Eintauchen der Schulter in das Werkstück entgegenwirkt. Der Anstellwinkel  $\beta$  während des Fügevorgangs liegt i. d. R. zwischen  $0^\circ$  und  $5^\circ$  (DIN EN ISO 25239-1, S. 22). Ein Anstellwinkel von  $0^\circ$  ist möglich, erfordert jedoch eine angepasste Werkzeuggeometrie (SMITH 2007, S. 211).

Am Ende der Schweißnaht wird das Werkzeug schließlich *zurückgezogen*<sup>6</sup> und der Negativabdruck des Schweißstifts verbleibt als charakteristisches *Endloch*<sup>7</sup> in der Schweißnaht.

Das FSW als Pressschweißverfahren unterscheidet sich von Schmelzschweißverfahren dadurch, dass beim Pressschweißen normalerweise kein Aufschmelzen auftritt (THREADGILL ET AL. 2013, S. 1; COLLIGAN 2010, S. 15 ff.). Während das Schmelzschweißen durch den typischen Ablauf von Aufschmelzen des Grundwerkstoffs und ggf. des Zusatzwerkstoffs sowie anschließender Wiedererstarrung gekennzeichnet ist, findet beim FSW lediglich ein „Verrühren“ des entfestigten Werkstoffs statt. Insbesondere bei hochfesten Aluminiumlegierungen verursachen die beim Schmelzschweißen auftretenden Phasenumwandlungen von fester zu flüssiger und wieder zu fester Phase die Entstehung von Heißrissen oder Gasporen (OSTERMANN 2014, S. 601 ff.). Diese Nahtdefekte sind beim FSW sehr selten, da Phasenumwandlungen i. d. R. nicht vorkommen (KALLEE 2010, S. 161). Zudem begünstigt die hohe Plastizität der Aluminiumlegierungen das FSW-typische „Verrühren“ des Werkstoffs in der Fügezone (vgl. Abschnitt 2.2.1). Diese beiden Tatsachen haben (v. a. in der Luft- und Raumfahrttechnik) eine zügige Industrialisierung des FSW ermöglicht, weil die hochfesten Aluminiumlegierungen dort zu den bevorzugten Konstruktionswerkstoffen gehören. Trotzdem kommt es auch infolge des FSW zu einer Änderung des Werkstoffgefüges im Bereich der Schweißnaht. Die dabei ablaufenden Prozesse werden in Abschnitt 2.3.2 näher beschrieben.

Aus dem Prozessablauf des FSW erschließen sich die wichtigen Prozessparameter<sup>8</sup>, zu denen die *Werkzeugdrehzahl* bzw. die *Winkelgeschwindigkeit*, die *Vorschub-* oder *Schweißgeschwindigkeit*, der *Anstellwinkel* sowie die *Eintauchtiefe* bzw. die *Anpresskraft* (auch *Axialkraft*) zählen. Abhängig vom Schweißmodus wird entweder die Eintauchtiefe oder die Anpresskraft als Prozessparameter vorgegeben. Grundsätzlich können beim FSW nach bisherigem Stand der Technik zwei verschiedene Schweißmodi unterschieden werden: der *positionsgeregelte Schweißmodus* und der *axialkraftgeregelte Schweißmodus*. Beim *positionsgeregelten FSW* wird das Werkzeug entlang von Punkten mit definierter

---

<sup>6</sup> engl.: *retraction*

<sup>7</sup> engl.: *exit hole*

<sup>8</sup> Größen, die an der Maschinensteuerung eingestellt werden können.

z-Position im räumlichen Koordinatensystem der Anlage bewegt. Die Positionierung erfolgt dabei durch die Steuerung der Schweißanlage. Die notwendige Verdichtung des Werkstoffs wird durch die Vorgabe einer definierten Eintauchtiefe der Schulter erzielt. Das bedeutet, dass die Werkzeugposition so vorgegeben wird, dass die Schulter laut Steuerung wenige Zehntelmillimeter in die Fügepartner eindringt. Infolge der daraus resultierenden Anpresskraft bzw. Reaktionskraft werden das Werkstück, die Spannvorrichtung und das Werkzeug jedoch elastisch verformt. Die tatsächliche Eintauchtiefe der Schulter ist deshalb wesentlich geringer als der programmierte Wert.

Neben den Prozessparametern spielt die Werkzeuggeometrie eine wichtige Rolle. Konventionelle FSW-Werkzeuge bestehen meist aus einer zylindrischen *Schulter*<sup>9</sup>. Verschiedene Geometriemerkmale an der Schulterstirnfläche, wie bspw. eine spiralförmige Nut oder eine konkave Oberfläche, haben sich als vorteilhaft für die Prozessstabilität erwiesen. Aus der Schulter ragt der sogenannte *Schweißstift*<sup>10</sup> hervor. In seiner einfachsten Form ist der Schweißstift zylindrisch. Aus Untersuchungen ging jedoch hervor, dass auch Modifikationen der Schweißstiftgeometrie die Stabilität und die Effizienz des Schweißprozesses verbessern. Beim Eintauchvorgang hat sich bspw. eine leicht konische Form des Stifts als besonders vorteilhaft erwiesen. Zusätzlich ist der Schweißstift häufig mit Abflachungen und einem metrischen Gewinde versehen. Diese beiden Merkmale unterstützen den Werkstofftransport während des Fügevorgangs. Das Gewinde ist dabei so ausgeführt, dass durch die Werkzeugrotation ein Werkstofftransport in die Richtung der Nahtwurzel entsteht. Dies bewirkt eine zusätzliche Werkstoffverdichtung. (ZAPPIA ET AL. 2010, S. 107 ff.; FULLER 2007, S. 13 ff.)

### 2.3.2 Morphologie von Rührreib-Schweißnähten

Im Gegensatz zu den Schmelzschweißverfahren findet beim FSW eine signifikante plastische Deformation des Werkstoffs in der Prozesszone statt. Aus diesem Grund unterscheidet sich das beim FSW entstehende Schweißnahtgefüge deutlich von jenem, das beim Schmelzschweißen entsteht. Die beim FSW auftretenden metallurgischen Effekte besitzen aufgrund der erhöhten Temperatureinwirkung und der gleichzeitig stattfindenden plastischen Deformation Ähnlichkeiten mit den Effekten, die bei Schmiedeprozessen vorzufinden sind. Wird ein metallografisch präparierter Nahtquerschnitt unter dem Auflichtmikroskop betrachtet, fällt der feinkörnige Bereich in der Nahtmitte

---

<sup>9</sup> engl.: *shoulder*

<sup>10</sup> engl.: *pin* oder *probe*

auf. Dieser entsteht aufgrund von dynamischen Rekristallisationsvorgängen, die bei Temperaturen in der Nähe der Solidustemperatur und hoher plastischer Deformation ablaufen (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 1 f.).

Typischerweise wird der Querschnitt einer FSW-Naht (s. Abbildung 2.5) in vier Bereiche eingeteilt (MISHRA & MAHONEY 2007, S. 2; DOS SANTOS ET AL. 2010, S. 315 ff.):

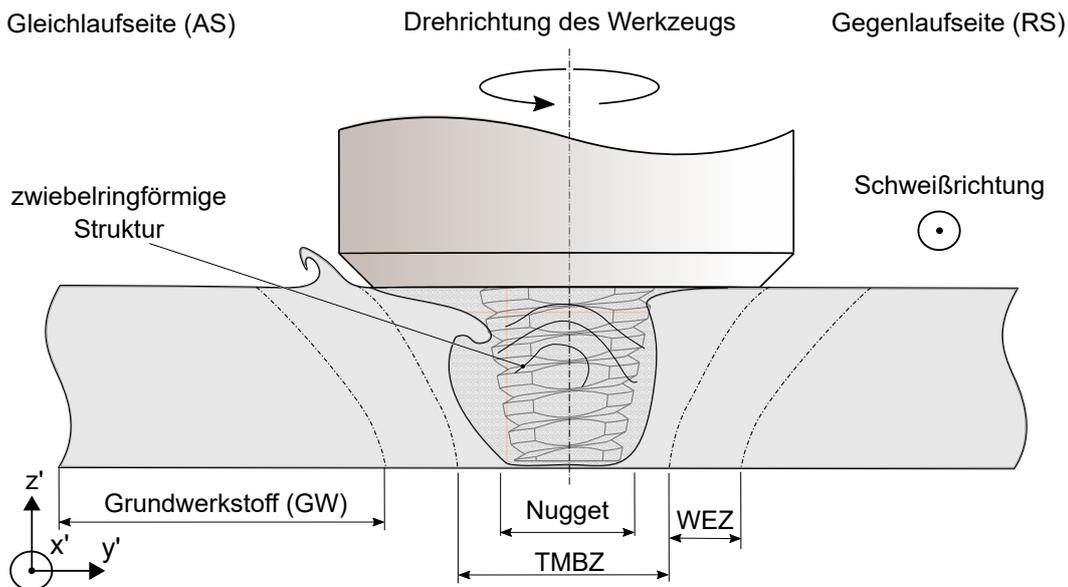


Abbildung 2.5: FSW-Nahtquerschnitt mit charakteristischen Bereichen

**GW:** Links und rechts neben der Naht befindet sich der vom Schweißprozess unbeeinflusste Bereich. Das Gefüge besitzt dort dieselbe Struktur wie der *Grundwerkstoff* (GW<sup>11</sup>). Die geringe thermische Belastung in diesem Bereich verursacht keine messbare Gefügeveränderung.

**WEZ:** Im Gegensatz dazu reicht die thermische Belastung in der *Wärmeeinflusszone* (WEZ<sup>12</sup>) aus, um dort Gefügeveränderungen zu verursachen. Die Ausprägung der WEZ wird im Wesentlichen von den Prozessparametern, den thermischen Randbedingungen sowie dem Werkstoff beeinflusst. Bei warmausgelagerten Aluminiumlegierungen lässt sich in diesem Bereich im Vergleich zum GW meist ein Abfall der Festigkeit und der Härte feststellen. Dies wird häufig mit der Überalterung des Gefüges begründet, welche sich in der Vergrößerung von Ausscheidungen sowie dem Wachstum der Gefügekörner manifestiert.

<sup>11</sup> engl.: *base material*

<sup>12</sup> engl.: *heat affected zone*

Auch bei naturharten Aluminiumlegierungen ist im Vergleich zum GW eine Reduktion der Härte und der Festigkeit in der WEZ beobachtbar. Die Ursache dafür dürfte jedoch im Ausheilen von Versetzungen im Metallgitter liegen. Diese Gitterversetzungen bilden sich infolge der Kaltverfestigung beim Walzen der Rohlinge im Walzwerk und sind im Wesentlichen für deren mechanische Eigenschaften verantwortlich.

**TMBZ:** In der Mitte des Nahtquerschnitts befindet sich die *thermomechanisch beeinflusste Zone* (TMBZ<sup>13</sup>). Dieser Bereich lässt sich wiederum in die rekristallisierte und die nicht rekristallisierte Zone einteilen. In der nicht rekristallisierten Zone ist bei der Betrachtung der Gefügestruktur i. d. R. eine mechanische Deformation der Körner erkennbar. Insbesondere am Übergang zum rekristallisierten Bereich ist dabei häufig eine deutliche Umlenkung der Gefügekörner ersichtlich. Als Ursache hierfür wird ein vertikaler Werkstofffluss, der in unmittelbarer Nähe zum Schweißstift auftritt, vermutet.

**Nugget:** Das *Nugget* ist die englische Bezeichnung für den rekristallisierten Bereich der TMBZ. Die Gefügestruktur des Nuggets ist durch sehr feine und homogen verteilte Körner gekennzeichnet, ein Indiz dafür, dass Rekristallisation stattfindet.

## 2.4 Ausgewählte Grundlagen der Regelungstechnik

### 2.4.1 Allgemeines

Laut LUNZE (2010, S. 1) befasst sich die Regelungstechnik mit der Aufgabe, „... einen zeitlich veränderlichen Prozess von außen so zu beeinflussen, dass dieser Prozess in einer vorgegebenen Weise abläuft...“. Problemstellungen dieser Art finden sich nicht nur in der Technik, sondern beispielsweise auch in der Biologie. Verallgemeinert lässt sich zusammenfassen, dass sich die Regelungstechnik mit der *Steuerung* von *dynamischen Systemen* beschäftigt (LUNZE 2010, S. 2). Aus dieser Definition lassen sich zwei wichtige Begrifflichkeiten extrahieren, welche an dieser Stelle ausführlich erläutert und mit der Definition des Begriffs *Regelung* vervollständigt werden sollen:

**Steuerung:** Unter diesem Begriff wird nach LUNZE (2010, S. 2) „...die zielgerichtete Beeinflussung eines dynamischen Systems“ bezeichnet.

**Dynamisches System:** LUNZE (2010, S. 2) definiert ein dynamisches System als Funktionseinheit, „... deren wichtigste Kenngrößen sich zeitlich ändern und die deshalb als Funktionen der Zeit dargestellt werden“. Des Weiteren unterscheidet LUNZE (2010, S. 2) zwischen

---

<sup>13</sup> engl.: *thermo-mechanically affected zone*

Eingangs- und Ausgangsgrößen eines dynamischen Systems. Hierbei wirken Eingangsgrößen von außen auf das dynamische System ein und verursachen dessen innere Veränderung, welche sich als Reaktion an den Ausgangsgrößen manifestiert.

**Regelung:** Eine Steuerung kann auf verschiedenen zeitlichen Betrachtungsebenen umgesetzt werden. Erfolgt die Steuerung eines dynamischen Systems mittels eines Reglers, der eine oder mehrere Eingangsgrößen direkt aus einer oder mehreren Ausgangsgrößen in sehr kurzen Zeitabschnitten berechnet und in das System zurückführt, so wird von einer *Regelung* gesprochen (LUNZE 2010, S. 2 f.). Anders formuliert liegt eine Regelung vor, wenn eine Steuerung der Eingangsgrößen anhand der Ausgangsgrößen in sehr kurzen Zeitabschnitten (kontinuierlich oder quasikontinuierlich) stattfindet und damit ein geschlossener Wirkungskreis vorliegt. Aus diesem Grund wird im Englischen auch von *feed-back control* oder *closed-loop control* gesprochen. An dieser Stelle sollen weitere Begrifflichkeiten eingeführt werden, welche im Verlauf der Arbeit äußerst relevant sind: Die Eingangsgrößen, durch welche der Regler auf das dynamische System einwirkt, werden als *Stellgrößen* bezeichnet. Die interessierende Ausgangsgrößen des dynamischen Systems werden als *Regelgrößen* definiert. Die *Regelabweichungen* sind die Differenzen zwischen *Regel-* und *Führungsgrößen*. Die *Führungsgrößen* entsprechen den Sollwerten der Ausgangsgrößen.

**Regelgesetz:** Dabei handelt es sich um eine Berechnungsvorschrift zur Bestimmung der *Stellgrößen* aus den *Regelabweichungen* (LUNZE 2010, S. 6).

Laut LUNZE (2010, S. 16) kommen in der Regelungstechnik meist modellbasierte Entwurfsverfahren zum Einsatz. Dabei ist die Kenntnis des dynamischen Systemverhaltens häufig die Grundvoraussetzung für die Auslegung eines geeigneten Reglers, unabhängig davon, ob das Systemmodell am Ende des Reglerentwurfs ein Teil des Regelgesetzes ist oder nicht. Aus diesem Grund werden im folgenden Abschnitt die Grundzüge der Modellbildung in der Regelungstechnik eingeführt.

### 2.4.2 Modellbildung in der Regelungstechnik

Das Ziel einer Systemanalyse mit anschließender Modellbildung ist es, alle wesentlichen Effekte eines dynamischen Systems mathematisch zu beschreiben und damit den systemimmanenten Zusammenhang von Eingangs- und Ausgangsgrößen wiederzugeben. Damit ermöglicht das Modell des dynamischen Systems, einen Regler vor seiner Inbetriebnahme so auszulegen, dass dieser zuvor festgelegte Gütekriterien bzw. verschiedenste Anforderungen erfüllt. (LUNZE 2010, S. 39 f.)

Laut BOHN & UNBEHAUEN (2016, S. 5) wird zwischen der theoretischen und der experimentellen Systemanalyse unterschieden. Bei theoretischer Modellbildung bzw. Systemanalyse (White-Box-Ansatz) wird das zu regelnde System ausgehend von Vereinfachungen auf Basis von physikalischen Gleichungen (bspw. Bilanzgleichungen, physikalisch-chemischen Zustandsgleichungen oder Entropiebilanzgleichungen) beschrieben. Das Ergebnis sind meist Systeme aus gewöhnlichen oder partiellen Differenzialgleichungen, welche das zeitliche Verhalten des dynamischen Systems beschreiben. Die Koeffizienten der Differenzialgleichungen entsprechen den Modellparametern, welche bei theoretischer Modellbildung oft der Literatur oder unterschiedlichen Datenbanken entnommen werden. Dies ist häufig ein Schwachpunkt der theoretischen Modellbildung, weil solche Parameter i. d. R. mit Unsicherheiten behaftet sind, die schlussendlich eine nicht zufriedenstellende Modellgenauigkeit zur Folge haben können. Ein weiterer Nachteil der theoretischen Modellbildung besteht in der meist hohen Komplexität von physikalischen Modellen, welche einen hohen Zeitaufwand bei der Modellierung und eine schwierige Handhabung der Modelle mit sich bringt. Um dies zu umgehen, werden meist vereinfachende Modellannahmen getroffen oder die Ordnung der Modelle reduziert, was allerdings häufig mit einem Genauigkeitsverlust verbunden ist (ISERMANN 1992, S. 5). Die Vorteile der theoretischen Modellbildung bestehen hingegen darin, dass das zu beschreibende System noch nicht real existieren muss und mit dem Modellierungsprozess oft ein Erkenntnisgewinn hinsichtlich innerer Wirkzusammenhänge verbunden ist (BOHN & UNBEHAUEN 2016, S. 6).

Im Gegensatz zur theoretischen Modellierung wird das Modell bei der experimentellen Systemidentifikation (Black-Box-Ansatz) aus Messdaten abgeleitet. Ausgangspunkt ist i. d. R. ein mathematischer Zusammenhang zwischen Ein- und Ausgangsgrößen, der als Systemmodell dient. Anschließend werden die Modellparameter mittels einer iterativen Minimierung des Fehlers zwischen Messdaten und Modellvorhersage abgeleitet. Die rein experimentelle Systemidentifikation liefert sehr schnell adäquate Modelle, insbesondere wenn nur wenige Ein- und Ausgangsgrößen vorhanden sind und Zusatzinformationen bspw. über die Systemordnung vorliegen. Dieser Vorteil bringt allerdings auch den Nachteil mit sich, dass rein experimentell ermittelte Modelle nur so gut sind wie ihre Datenbasis und daher auch nur für diese Gültigkeit besitzen. Dies äußert sich in der Praxis meist in einer eingeschränkten Übertragbarkeit der Modelle. Sobald Änderungen am betrachteten System auftreten, besitzen experimentell ermittelte Modelle keine Gültigkeit mehr.

Ferner existieren Mischformen (Grey-Box-Ansatz) aus den beiden zuvor erläuterten Ansätzen. Durch theoretische Vorüberlegungen können mithilfe von A-priori-Kenntnissen offensichtliche und einfache Zusammenhänge erkannt werden. Dadurch lässt sich die

Versuchszahl in der konsekutiven experimentellen Systemanalyse reduzieren. Zudem können infolge der theoretischen Vorbetrachtung allgemeingültige physikalische Parameter eingeführt werden, welche anschließend experimentell ermittelt werden. Dies erweitert meist den Gültigkeitsbereich der Systemmodelle (BOHN & UNBEHAUEN 2016, S. 6).

### 2.4.3 Regelung unsicherer Systeme

In der Praxis sind regelungstechnische Aufgabenstellungen oft durch variables Systemverhalten gekennzeichnet. Die Positionsregelung eines Krans muss bspw. imstande sein, sowohl im voll beladenen Zustand als auch ohne Last – also bei freihängendem Kranhaken – bzw. bei verschiedenen Seillängen eine ausreichend genaue Positionierung zu gewährleisten (ACKERMANN 1993, S. 4). Das variable Systemverhalten äußert sich im Systemmodell meist durch *Unsicherheiten* bei den Modellparametern; daher wird auch oft von *unsicheren Systemen* gesprochen. Es gibt zwei Klassen von Regelungsalgorithmen, die sich prinzipiell für die Regelung von unsicheren Systemen eignen: erstens die sogenannten *robusten* Regler, zweitens die sogenannten *adaptiven* Regler. Robuste Regelungen entstehen durch die Anwendung spezieller Methoden bei deren Entwurf. Dabei werden die Unsicherheiten im System abgeschätzt und der Regler so ausgelegt, dass dieser für den gesamten Bereich der Modellparameter die Regelungsaufgabe hinsichtlich der definierten Anforderungen erfüllt. Im Gegensatz dazu sind adaptive Regelungen durch ein Regelgesetz gekennzeichnet, das sich an das variable Systemverhalten anpasst. Dadurch ist es möglich, auch große Unsicherheiten im Systemverhalten zu adressieren und gleichzeitig eine hohe Regelqualität über einen breiten Einsatzbereich sicherzustellen. (LUNZE 2010, S. 571 ff.)

Ein spezieller Ansatz zur Regelung von unsicheren Systemen, der sowohl Aspekte aus der robusten Regelungstheorie als auch einen adaptiven Regelungsansatz aufgreift und kombiniert, ist die von HOVAKIMYAN & CAO (2010) eingeführte  $\mathcal{L}_1$ -Adaptive-Control-Struktur. Diese basiert auf dem Ansatz der Model Reference Adaptive Control (MRAC) und zielt darauf ab, den Zielkonflikt bei der Parametrierung des Adaptionsgesetzes von MRAC-Regelungen aufzulösen. Bei MRAC-Regelungen wird das reale Systemverhalten inline mit dem eines Referenzmodells (Prädiktor) verglichen und auf Basis dessen die Reglerparameter anhand eines Adaptionsgesetzes angepasst. Einerseits ist bei der MRAC-Struktur ein hoher Verstärkungsfaktor im Adaptionsgesetz vorteilhaft, weil dadurch eine schnelle Anpassung der Regelung an das variable System erzielt werden kann. Andererseits führen sehr hohe Verstärkungsfaktoren in geschlossenen Regelkreisen häufig zu hochfrequenten Schwingungen in den Stellsignalen bzw. zu Instabilitäten

bei nicht berücksichtigten Totzeiten. Dieser Zielkonflikt führt in der Praxis meist dazu, dass sehr aufwendige Simulationsstudien oder sehr viel Erfahrung notwendig sind, um geeignete Verstärkungsfaktoren für das Adaptionsgesetz zu finden (HOVAKIMYAN & CAO 2010, S. 7).

In ihrem grundlegenden Aufbau ist die  $\mathcal{L}1$ -Adaptive-Control-Struktur eine Erweiterung der MRAC-Regelung mit Prädiktor, wobei die Erweiterung aus einem zusätzlichen Filter mit der linearen zeitinvarianten (LZI) Übertragungsfunktion  $C(s)$  besteht. Sowohl die MRAC-Regelung mit Prädiktor als auch die  $\mathcal{L}1$ -Adaptive-Control-Struktur sind für ein Eingrößensystem (SISO)<sup>14</sup> in Abbildung 2.6 dargestellt. (HOVAKIMYAN & CAO 2010, S. 4 ff.)

HOVAKIMYAN & CAO (2010, S. 8 ff.) zeigten anhand eines einfachen LZI-Systems, dass die Phasenreserve eines geschlossenen Regelkreises mit konventionellem MRAC-Regler und Prädiktor bei steigendem Verstärkungsfaktor im Adaptionsgesetz abnimmt. Das bedeutet, dass die Robustheit des geschlossenen Regelkreises reduziert wird. Durch die Einführung des zusätzlichen Filters wird dieser Zielkonflikt gelöst: Eine ausreichende Phasen- bzw. Amplitudenreserve im geschlossenen Regelkreis ist aufgrund des Filters selbst dann gegeben, wenn der Verstärkungsfaktor des Adaptionsgesetzes gegen unendlich geht. Laut HOVAKIMYAN & CAO (2010, S. 11) ist es dadurch möglich, den Verstärkungsfaktor des Adaptionsgesetzes beliebig groß zu wählen. Damit wird ein gutes Folgeverhalten im Einschwingbereich erzielt, ohne Einbußen in der Robustheit des Regelkreises hinnehmen zu müssen.

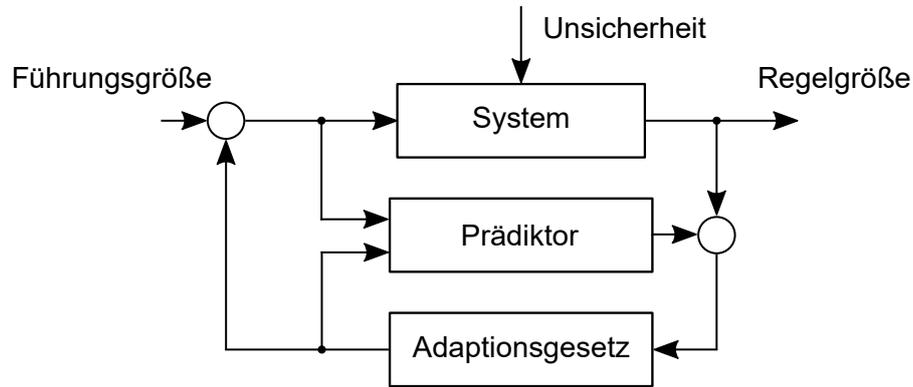
## 2.5 Grundlagen der Positronen-Annihilations-Spektroskopie

### 2.5.1 Wechselwirkungen von Positronen in Metallen

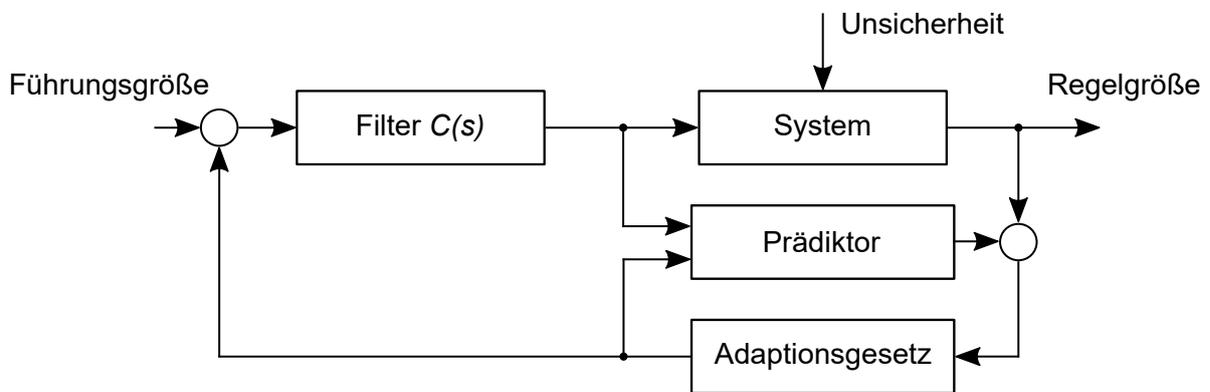
Positronen sind Elementarteilchen, welche zur Gruppe der Leptonen gehören. Die physikalischen Eigenschaften der Positronen stimmen bis auf das Vorzeichen der elektrischen Ladung sowie des elektromagnetischen Moments mit jenen der Elektronen überein. Daher gilt das Positron als Antiteilchen des Elektrons. Erstmals theoretisch postuliert wurde die Existenz der Positronen von DIRAC (1928, S. 612); der experimentelle Nachweis in kosmischer Höhenstrahlung und die Namensgebung erfolgten fünf Jahre später durch ANDERSON (1933, S. 491 ff.).

---

<sup>14</sup> Abkürzung für *Single Input, Single Output*



(a) MRAC



(b)  $\mathcal{L}1$  Adaptive Control

Abbildung 2.6: Vergleich des Blockschaltbilds a) der MRAC-Regelungsstruktur mit Prädiktor mit dem der b)  $\mathcal{L}1$ -Adaptive-Control-Struktur für ein Eingrößensystem (SISO) (in Anlehnung an HOVAKIMYAN & CAO 2010, S. 183)

Laut HAAKS (2010, S. 5) wurden in den 1960er Jahren verschiedene Effekte bei der Wechselwirkung von Positronen in Festkörpern beobachtet und beschrieben. Dies hatte zur Folge, dass ab den 1970er Jahren Messmethoden entwickelt wurden, um bspw. Leerstellen in Kristallgittern mittels Positronen nachzuweisen. Dabei werden die zu untersuchenden Werkstoffe mit den positiv geladenen Elementarteilchen beschossen (HAAKS 2010, S. 6 ff.).

Sobald Positronen auf die Oberfläche eines Festkörpers auftreffen, kommt es zu einer Reihe von physikalischen Effekten, welche in Abbildung 2.7 dargestellt sind. Während einige Positronen direkt zurückgestreut werden, dringen andere in die Oberfläche ein (HAAKS 2010, S. 11).

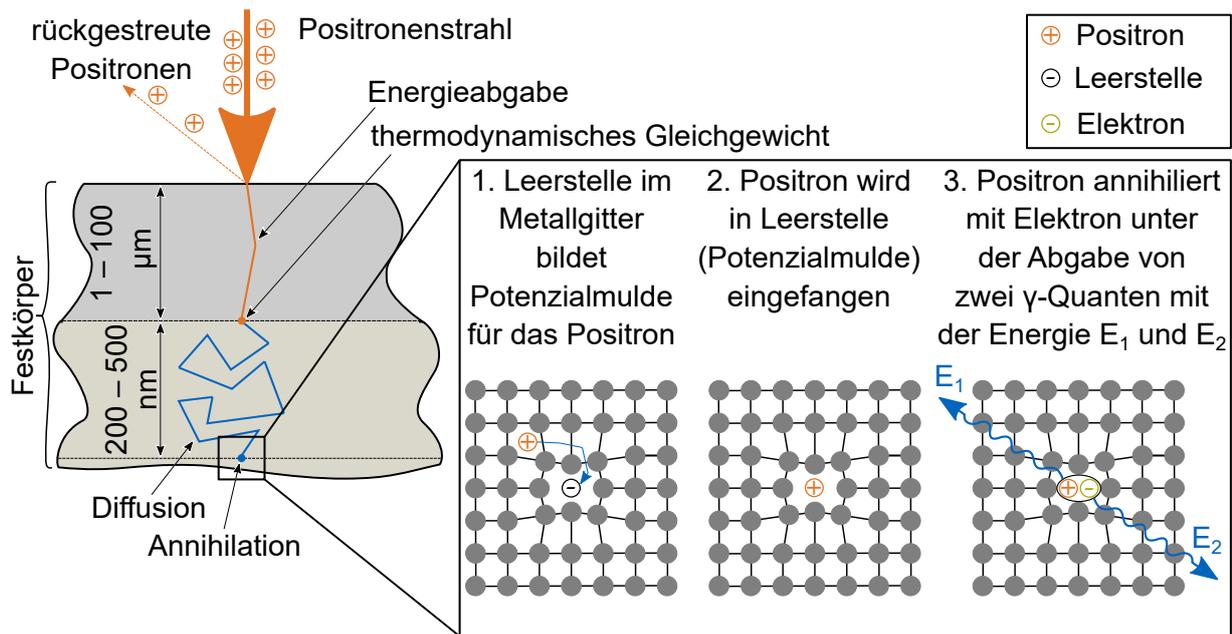


Abbildung 2.7: Wechselwirkungen zwischen Positronen und einem metallischen Festkörper (in Anlehnung an HAAKS 2010, S. 10)

Nach dem Eindringen in die Oberfläche des Festkörpers bewegen sich die Positronen häufig senkrecht zur Oberfläche fort, wobei sie ihre kinetische Energie durch inelastische Stoßprozesse mit Elektronen und Phononenanregung abgeben. Dieser Vorgang wird als *Thermalisation* bezeichnet und endet in einer Eindringtiefe von ca. 1 – 100 µm. Die Eindringtiefe ist sowohl vom Werkstoff als auch von der Implantationsenergie (auch Energie des Positrons) abhängig (HAAKS 2010, S. 12 ff.; GIGL ET AL. 2017, S. 5). Die Implantationsenergie entspricht dabei der kinetischen Energie des Positrons nach der Beschleunigung (HAAKS 2010, S. 13 f.).

Im Anschluss an die Thermalisation befindet sich das Positron im thermischen Gleichgewicht und diffundiert durch das Gitter. Die positive elektrische Ladung des Positrons führt dazu, dass das Positron von den positiv geladenen Atomrümpfen im Kristallgitter abgestoßen wird und sich dadurch hauptsächlich im Zwischengitterbereich aufhält (HAAKS 2010, S. 7). Während der Diffusion bei Raumtemperatur führt das Positron eine dreidimensionale Zufallsbewegung aus. In defektarmen Metallen beträgt die mittlere Diffusionsweglänge etwa 200 – 500 nm; danach zerstrahlt das Positron. Aufgrund der im Verhältnis zum Atomabstand in Metallen hohen Diffusionsweglänge durchläuft das Positron eine relativ hohe Anzahl ( $10^6 - 10^7$ ) an Gitterpositionen. Dies bedingt die vergleichsweise hohe Sensitivität von Positronen für Gitterdefekte (HAAKS 2010, S. 16).

Gitterdefekte verursachen i. d. R. eine lokale Gitterverzerrung (vgl. Abschnitt 2.2.1). Der damit einhergehende lokal veränderte Gitterabstand führt wiederum zu einer Verringerung des von den Atomkernen erzeugten elektrischen Potentials, wodurch sich bezüglich des Zwischengitterniveaus des idealen Kristalls ein negatives Potential ausbildet. Das positiv geladene Positron wird von diesem negativen Potential angezogen und eingefangen (SEEGER 1974, S. 183 ff.; HAUTOJÄRVI & VEHANEN 1979, S. 14). Laut HAAKS (2010, S. 16) hängt die Bindungsenergie  $E_B$  des Positrons an die Defektstelle von der sogenannten Tiefe der Potenzialmulde bzw. dem vorliegenden Potenzialunterschied ab. Abhängig von der Tiefe einer Potenzialmulde verhalten sich gefangene Positronen unterschiedlich, wodurch Gitterdefekte kategorisiert werden können. Ist die Bindungsenergie wesentlich größer als die kinetische Energie des diffundierenden Positrons, so wird von einer *tiefen Positronenfalle* gesprochen, aus der ein Entkommen des Positrons sehr unwahrscheinlich ist. Zu den tiefen Positronenfallen zählen u. a. Leerstellen. Im Gegensatz dazu gehören bspw. Versetzungen zu den sogenannten *flachen Positronenfallen*. Dort ist ein Entkommen des Positrons wahrscheinlicher, da sie durch einen geringen Unterschied zwischen der Bindungsenergie und der kinetischen Energie des Positrons gekennzeichnet sind (HAAKS 2010, S. 16 f.).

Unabhängig davon, ob das Positron in einer Positronenfalle gefangen wurde, kommt es am Ende des Diffusionsprozesses zum Aufeinandertreffen des Positrons mit einem Elektron des Festkörpers. Dies führt in der Folge zur *Zerstrahlung* (oder *Annihilation*) der beiden Teilchen. Dabei wird laut HAAKS (2010, S. 18) die Ruhemasse  $m_0$  der beiden Teilchen in Energie ( $E_{\text{Zerstrahlung}}$ ) umgesetzt, welche sich nach der Äquivalenzgleichung von Masse und Energie mithilfe der Lichtgeschwindigkeit im Vakuum  $c$  quantifizieren lässt:

$$E_{\text{Zerstrahlung}} = 2 \cdot m_0 \cdot c^2 = 2 \cdot 511 \text{ keV}. \quad (2.2)$$

Die bei der Zerstrahlung entstehende Energie wird i. d. R. in Form zweier  $\gamma$ -Quanten<sup>15</sup> abgegeben. Diese breiten sich im Schwerpunktsystem des annihilierten Teilchenpaars in entgegengesetzte Richtungen aus und besitzen aufgrund der Impulserhaltung jeweils die halbe Energie des Gesamtsystems. Das Schwerpunktsystem bewegt sich relativ zum Laborsystem mit der Geschwindigkeit  $v$ . Die Energie eines Photons  $E_\gamma$  im Schwerpunktsystem beträgt somit

$$E_\gamma = m_0 \cdot c^2 - E_B \approx m_0 \cdot c^2 = 511 \text{ keV}, \quad (2.3)$$

---

<sup>15</sup> Photonen der Gammastrahlung

wobei die Bindungsenergie  $E_B$  vernachlässigt werden kann (HAAKS 2010, S. 19). Beim Übergang in das Laborsystem kommt es aufgrund des longitudinalen Impulses  $p_L$  des Teilchenpaar-Schwerpunkts zu einer Dopplerverschiebung der Energie der beiden  $\gamma$ -Quanten (s. Abbildung 2.8). Laut HAAKS (2010, S. 19) kann die Energie der beiden Photonen  $E_{1,2}$  im Laborsystem mit

$$E_{1,2} = E'_{Zerstrahlung} \pm \Delta E = E'_{Zerstrahlung} \cdot \left( 1 \pm \frac{p_L}{2 \cdot m_0 \cdot c} \right) \quad (2.4)$$

und

$$\Delta E = \frac{p_L \cdot c}{2} \quad (2.5)$$

sowie der Lorentz-Transformation der Zerstrahlungsenergie des Positronen-Elektronen-paars

$$E'_{Zerstrahlung} = E_{Zerstrahlung} \cdot \sqrt{1 - \frac{v^2}{c^2}} \quad (2.6)$$

bestimmt werden. Dabei steht  $v$  für die Geschwindigkeit, mit der sich das Schwerpunktsystem im Vergleich zum Laborsystem bewegt. Der transversale Anteil des Impulses  $p_T$  des Schwerpunkts des Teilchenpaars verursacht eine Abweichung in der Antiparallelität der  $\gamma$ -Quanten-Ausbreitung (HAAKS 2010, S. 19). Abbildung 2.8 zeigt schematisch die Unterschiede zwischen der Betrachtung im Laborsystem und jener im Schwerpunktsystem: Während sich die beiden Photonen im Schwerpunktsystem antiparallel im Winkel  $\Theta_0$  zur x-Achse ausbreiten und dieselbe Energie  $E_\gamma$  besitzen, kommt es beim Übergang in das Laborsystem sowohl zu einem Verlust der Antiparallelität als auch zu einer Verschiebung der Energie. Die Ausbreitungswinkel der beiden Photonen zur x-Achse  $\Theta_1$  und  $\Theta_2$  unterscheiden sich genauso wie die Energien  $E_1$  und  $E_2$ . Die Gesamtenergie eines Photonenpaars im Laborsystem  $E'_{Zerstrahlung}$  ergibt sich anhand von Gleichung (2.6) aus der Lorentz-Transformation der Gesamtenergie im Schwerpunktsystem  $E_{Zerstrahlung}$ . Die Winkelabweichung von der Antiparallelität  $\Delta\Theta$  lässt sich laut HAAKS (2010, S. 19) anhand von

$$\Delta\Theta = \arctan \left( \frac{p_T}{m_0 \cdot c} \right) \quad (2.7)$$

ermitteln. Die Vorgänge der Energieverschiebung und der Änderung der Ausbreitungsrichtung werden laut HAAKS (2010, S. 19) als Doppler-Effekt bezeichnet.

Sowohl  $p_L$  bzw.  $\Delta E$  als auch  $p_T$  bzw.  $\Delta\Theta$  können gemessen werden und bilden den Ausgangspunkt für Analysemethoden, die unter dem Begriff der Positronen-Annihilations-Spektroskopie (PAS) zusammengefasst werden (HAAKS 2010, S. 19). Diese Methoden eignen sich besonders zur Untersuchung der Gitterstruktur von Metallen, weil keine auf-

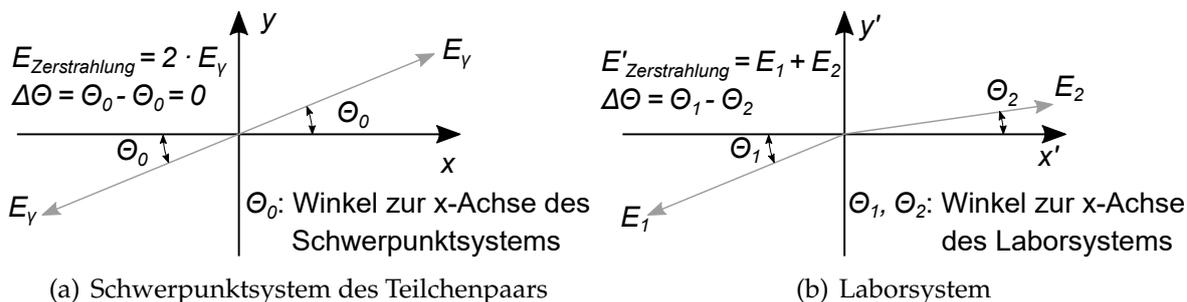


Abbildung 2.8: Schematische Darstellung der Ausbreitung der  $\gamma$ -Quanten: a) im Schwerpunktsystem des Teilchenpaars; b) im Laborsystem (Bildquelle: HAAKS 2010, S. 19)

wendige Probenpräparation, wie bspw. bei der Transmissions-Elektronen-Mikroskopie (TEM), erforderlich ist. Zudem können mittels PAS im Gegensatz zu TEM größere Bereiche untersucht und Aussagen über die Gitterstruktur getroffen werden (HAAKS 2010, S. 2). Zwei spezielle PAS-Verfahren, welche im Rahmen dieser Arbeit Anwendung fanden, werden in den folgenden Abschnitten näher beschrieben.

### 2.5.2 Bestimmung von Gitterdefekten in Metallen mittels Doppler-Spektroskopie

Die *Doppler-Spektroskopie* (engl.: *Doppler Broadening Spectroscopy*, kurz DBS) ist eine Messmethode zur Bestimmung der Gitterfehlerdichte in Festkörpern. Hierfür wird die Dopplerverbreiterung der Annihilationslinie gemessen, um daraus den sogenannten S-Parameter zu berechnen (HAAKS 2010, S. 24). Die Annihilationslinie ist eine Kurve, die angibt, wie viele Quanten mit einer bestimmten Energie von den Detektoren bei der PAS erfasst wurden. Da die Annihilation von Positronen mit Elektronen und der Diffusionsprozess von Positronen in Festkörpern stochastische Prozesse sind, ist es erforderlich, eine definierte Stelle mit ausreichend vielen Positronen zu beschießen, um anschließend eine statistische Auswertung der Annihilationsereignisse durchführen zu können.

Die Annihilationslinie ordnet sich glockenförmig um die Annihilationsenergie von 511 keV an, weil der Impuls des Teilchenpaars beim Übergang in das Laborsystem zu einer Doppler-Verschiebung des 511-keV-Photons führt (HAAKS 2010, S. 24). Laut DEBENEDETTI ET AL. (1950, S. 208) ist die kinetische Energie des Positrons nach dessen Thermalisation im Vergleich zu derjenigen der Elektronen gering, wodurch die Doppler-Verschiebung hauptsächlich durch den Elektronenimpuls verursacht wird. Aufgrund dessen wird der Positronenimpuls häufig vernachlässigt (HAAKS 2010, S. 51). Die

Doppler-Verschiebung prägt sich bei der Annihilation des Positrons im Zwischengitter anders aus als bei der Annihilation des Positrons in einer Positronenfalle. Deshalb variiert die Form der Annihilationslinie abhängig von der Anzahl der Gitterdefekte (MACKENZIE ET AL. 1970, S. 279; HAUTOJÄRVI & VEHANEN 1979, S. 21). Daher schlugen MACKENZIE ET AL. (1970, S. 279 f.) den sogenannten S-Parameter als Maß für die Defektdichte vor. Der S-Parameter ist ein einheitenloser Linienformparameter, der sich nach Gleichung 2.8 aus dem Quotienten einer definierten zentralen Fläche  $A_S$  unterhalb der glockenförmigen Annihilationslinie um den 511-keV-Scheitelwert und der gesamten Fläche  $A_{tot}$  unterhalb der Annihilationslinie berechnet (s. Abbildung 2.9):

$$S = \frac{A_S}{A_{tot}} \quad (2.8)$$

Laut HAAKS (2010, S. 25) ist die Wahl des Bereichs  $A_S$  innerhalb bestimmter Grenzen willkürlich. Allerdings zeigten Untersuchungen, dass sich die beste statistische Signifikanz des S-Parameters ergibt, wenn die Integrationsgrenzen von  $A_S$  so gewählt werden, dass sich für den S-Parameter  $S = 0,5 \pm 0,10$  ergibt (HAAKS 2010, S. 25).

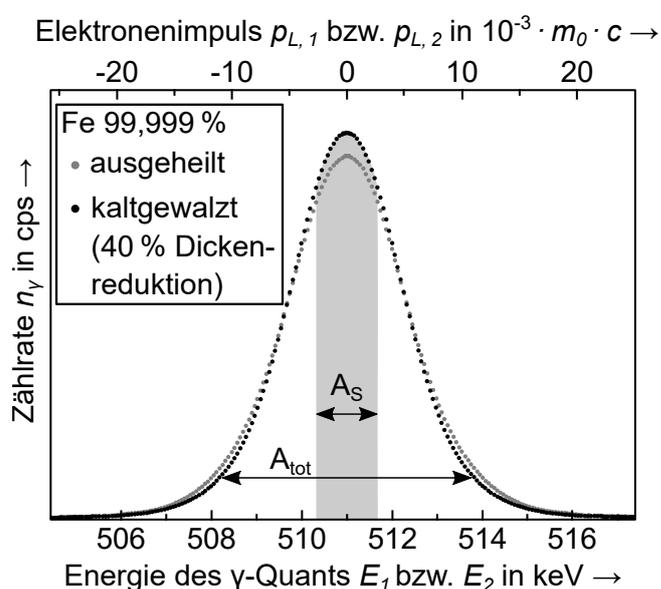


Abbildung 2.9: Annihilationslinie einer deformierten (40 % dickenreduziert mittels Kaltwalzen) und einer ausgeheilten Probe aus technisch reinem Eisen (qualitative Darstellung in Anlehnung an HAAKS 2010, S. 25)

MACKENZIE ET AL. (1970, S. 279) zeigten anhand von Doppler-Spektroskopien an ausgeheilten und deformierten Aluminium- sowie Kupferproben, dass ein Zusammenhang zwischen Deformationsgrad und S-Parameter vorliegt. Die gute statistische Signifikanz des S-Parameters wurde dabei als besonders vorteilhaft hervorgehoben, auch wenn sich

die deformierten und ausgeheilten Proben im S-Parameter nur um maximal 3,5 % unterschieden. Zudem konnte experimentell nachgewiesen werden, dass sich der S-Parameter proportional zum prozentualen Anteil der in Positronenfallen lokalisierten Positronen verhält (MACKENZIE ET AL. 1970, S. 279). Zusammenfassend lässt sich sagen, dass der S-Parameter die Annihilationsereignisse von Positronen mit geringem Elektronenimpuls wiedergibt (HAAKS 2010, S. 24). Grundsätzlich stehen somit ein hoher S-Parameter für eine hohe Defektdichte und ein niedriger S-Parameter für eine geringe Defektdichte (HAAKS 2010, S. 2).

### 2.5.3 Koinzidenzmessung zur Charakterisierung von Legierungen

Bei der *Koinzidenzmessung* (engl.: *Coincidence Doppler Broadening Spectroscopy*, kurz CDBS) werden zwei Detektoren verwendet, die in 180°-Koinzidenz zueinander angeordnet sind. Dadurch ist es möglich, zusammengehörende  $\gamma$ -Quantenpaare zu erfassen. Aufgrund des Elektronenimpulses kommt es zu einer Doppler-Verschiebung der Energie der beiden Photonen, wobei ein Photon zu niedrigerer Energie ( $E_{\gamma,1} = m_0c^2 - \Delta E$ ) und das andere zu höherer Energie ( $E_{\gamma,2} = m_0c^2 + \Delta E$ ) verschoben wird (HAAKS 2010, S. 36).

Der große Vorteil der CDBS gegenüber der DBS besteht in der Möglichkeit, das Messrauschen der  $\gamma$ -Detektoren durch die gleichzeitige Messung beider  $\gamma$ -Quanten herausfiltern zu können. Dieses Messrauschen spielt insbesondere bei der Messung des Hochimpulsanteils des Doppler-Spektrums eine große Rolle, da er um drei Größenordnungen (Zehnerpotenzen) höher ist als die Spektren der einzelnen Detektoren. Die CDBS erlaubt es somit, den Hochimpulsanteil der Annihilationslinie bis zu  $60 \cdot 10^{-3} \cdot m_0c$  experimentell auszuwerten. Diese Region der Annihilationslinie beinhaltet Informationen über die chemische Umgebung der Positronenfalle, wobei sich die chemische Umgebung hier auf die Nachbaratome der Positronenfalle bezieht. Die Zerstrahlung von eingefangenen Positronen mit den kernnahen Elektronen verschiedenartiger Nachbaratome führt zu einem elementspezifischen Verlauf der Annihilationslinie. Dieser spiegelt sich aufgrund des höheren Elektronenimpulses von kernnahen Elektronen im Vergleich zu Valenzelektronen v. a. im Hochimpulsanteil der Annihilationslinie wider (HAAKS 2010, S. 35 f.). Um die chemische Signatur in der Annihilationslinie hervorzuheben, wird diese häufig auf eine Referenz-Annihilationslinie normiert. Beispielsweise normierten GIGL ET AL. (2017, S. 10 f.) die Annihilationslinien von reinem Kupfer und einer Aluminium-Kupfer-Legierung auf jene einer reinen Aluminiumprobe, um diese anschließend zu vergleichen.

Nichtsdestoweniger kann die Signatur gewöhnlicher Annihilationsereignisse von Positronen mit Valenzelektronen teilweise auch im Hochimpulsanteil beobachtet werden, obwohl dort eigentlich die chemische Signatur zu erwarten wäre (HAAKS 2010, S. 35; CALLONI ET AL. 2005, S. 054112-5). CALLONI ET AL. (2005, S. 054112-1 ff.) zeigten, dass sich bei demselben Werkstoff eine unterschiedliche Annihilationslinie ausbildet, je nachdem, ob die Probe deformiert oder abgeschreckt wurde (s. Abbildung 2.10). Dies wird auf die Art der Fehlstellen zurückgeführt. Bei der deformierten Probe ist v. a. mit Versetzungen zu rechnen, wohingegen bei der abgeschreckten Probe v. a. Leerstellen im Gitter enthalten sind. Bei beiden Proben konnte im relativen Vergleich mit einer geglähten und damit nahezu defektfreien Probe ein sogenannter *Confinement Peak* mittels CDBS nachgewiesen werden. Dabei handelt es sich um ein charakteristisches Maximum der Annihilationslinie bei einem Impuls von ca.  $8 \cdot 10^{-3} m_0 c$ . Dieses Maximum entsteht aufgrund des kinetischen Verhaltens der Positronen in der Falle, das sich mathematisch mit einer Wellenfunktion beschreiben lässt. Die Ausprägung der Wellenfunktion hängt dabei von der Geometrie bzw. Größe der Positronenfalle ab. Diese beiden Faktoren spiegeln sich wiederum in der Annihilationslinie wider (CALLONI ET AL. 2005, S. 054112-1 ff.).

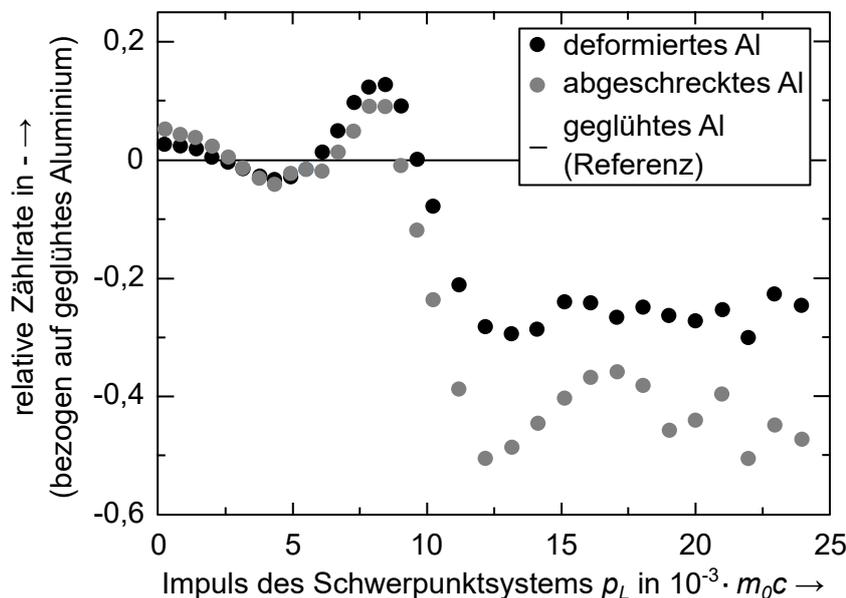


Abbildung 2.10: Hochimpulsanteil der Annihilationslinien einer geglähten, deformierten und abgeschreckten Aluminiumprobe (in Anlehnung an CALLONI ET AL. 2005, S. 054112-2)

Folglich sollte bei der Interpretation des Hochimpulsanteils aus der CDBS berücksichtigt werden, ob die charakteristische Form der Annihilationslinie von der chemischen Umgebung oder von der geometrischen Ausdehnung der Positronenfalle stammt. Diese Unterscheidung lässt sich in der Regel gut treffen, da der Confinement Peak in einem vergleichsweise engen Energieband auftritt und somit einfach vom Einfluss der Nachbaratome abgegrenzt werden kann. Zusammenfassend eignet sich die CDBS zur Analyse der lokalen chemischen Zusammensetzung des Werkstoffs, was Rückschlüsse auf das Vorhandensein und den Zustand von Ausscheidungen zulässt (OSTERMANN 2014, S. 132).



## **3 Stand von Forschung und Technik**

### **3.1 Allgemeines**

Dieses Kapitel dient der Vorstellung und Analyse der Vorarbeiten anderer Forscherinnen und Forscher mit Bezug zu dieser Dissertation. Um die Wirkung der Prozessparameter auf die Schweißtemperatur nachvollziehen zu können, werden in Abschnitt 3.2 zunächst die Wirkzusammenhänge beim FSW-Prozess und deren Modellierung behandelt. Der Schwerpunkt liegt hierbei auf den teilanalytischen Prozessmodellen (Grey-Box-Modellen). Analog dazu werden in Abschnitt 3.3 gängige Ansätze zur Regelung des FSW-Prozesses vorgestellt. Anschließend wird in Abschnitt 3.4 der Zusammenhang zwischen FSW-Prozessparametern und Nahteigenschaften erläutert. Abschließend wird ein Fazit zum Stand der Forschung und der Technik gezogen.

Aus Gründen der Nachvollziehbarkeit wurden die Notationen der Formelzeichen in diesem Kapitel vereinheitlicht. Dadurch ergeben sich im Vergleich zu den Originalquellen zum Teil abweichende Formelzeichen.

### **3.2 Modellierung der Wirkzusammenhänge zwischen Prozessparametern und Prozessgrößen beim Rührreißschweißen**

Der FSW-Prozess ist durch komplexe thermomechanische Wechselwirkungen gekennzeichnet. Dies spiegelt sich auch im Zusammenspiel zwischen Prozessparametern und Prozessgrößen wider. Im Gegensatz zu den Prozessparametern, die durch die Maschinenbedienperson eingestellt werden können, ergeben sich Prozessgrößen aus den Prozessparametern und können daher nicht direkt definiert vorgegeben werden. COLLIGAN & MISHRA (2008, S. 327 ff.) beschrieben die Wechselwirkungen anhand eines konzeptionellen Modells, welches in Abbildung 3.1 dargestellt ist. Daraus geht hervor, dass zwischen den Größen Prozessmoment, Schweißtemperatur<sup>1</sup> bzw. Temperaturverteilung sowie Wärmezu- und Wärmeabfuhr eine wechselseitige Beziehung besteht. Zudem

---

<sup>1</sup> Die Schweißtemperatur ist die maximale Temperatur in der Prozesszone.

### 3 Stand von Forschung und Technik

haben die Prozessparameter Drehzahl, Schweißgeschwindigkeit und Werkzeuggeometrie an diversen Stellen einen Einfluss auf den Ursachen-Wirkungs-Kreislauf. Praktisch äußert sich das dadurch, dass beim FSW ein selbstregelnder Effekt auftritt: Bei steigender Schweißtemperatur sinkt das Prozessmoment, wodurch sowohl die Streckenenergie als auch die Leistung abnehmen, was zu einer Verringerung der Schweißtemperatur führt (SCHMIDT & HATTEL 2008, S. 337; WILLIAMS & STEUWER 2010, S. 232).

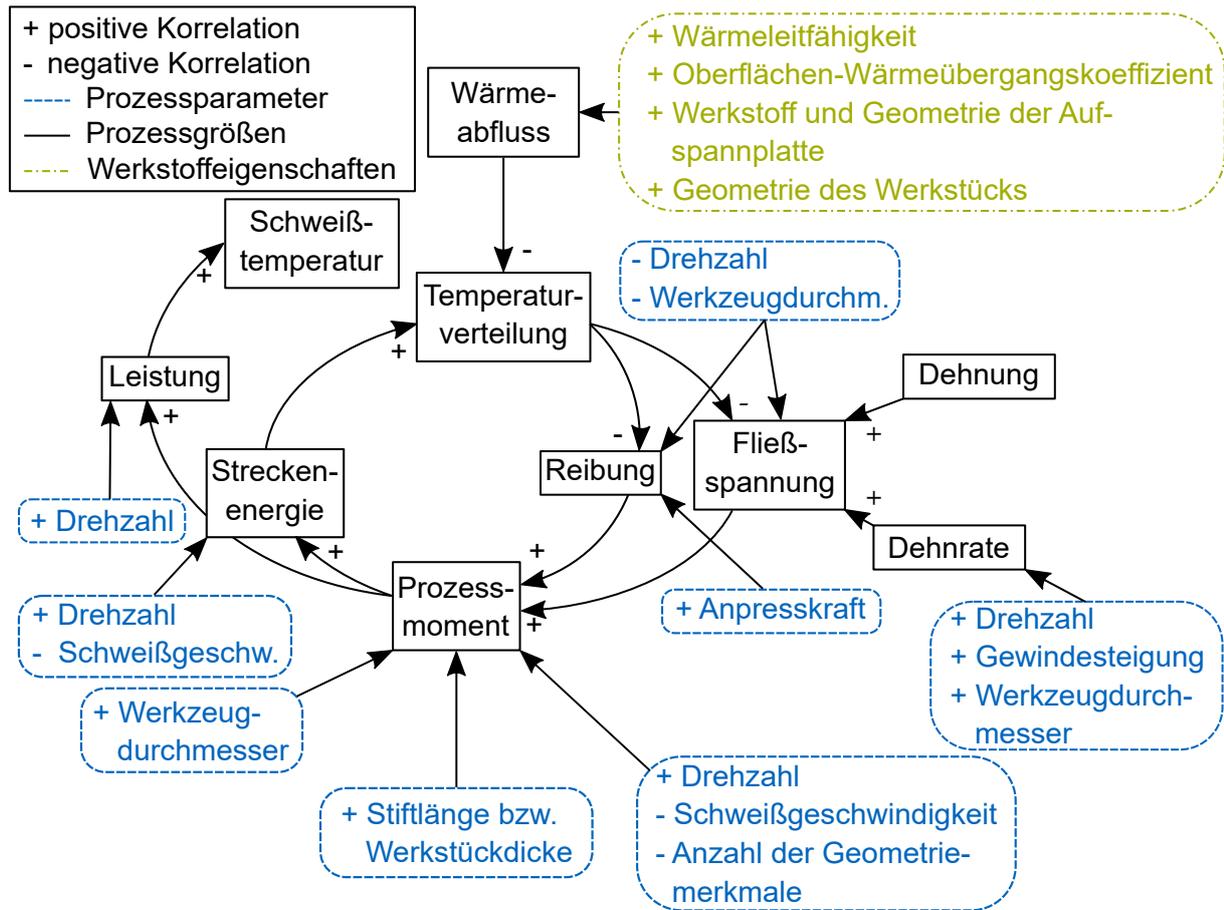


Abbildung 3.1: Konzeptionelles Modell zur Beschreibung der Wirkzusammenhänge beim FSW (in Anlehnung an COLLIGAN & MISHRA 2008, S. 328)

Das konzeptionelle Modell veranschaulicht, dass die Wärmeenergie beim FSW infolge von Reibungsarbeit und plastischer Deformationsarbeit durch das Werkzeug erzeugt wird. Hier besteht die Relation zum Prozessmoment, welches zur Bewegung des Werkzeugs entgegen dem Widerstand des Werkstoffs erforderlich ist. Das Prozessmoment wird von der Spindel aufgebracht, welche elektrische Leistung aufnimmt. Beim FSW erfolgt somit im Wesentlichen eine Umwandlung von elektrischer Energie in kinetische Energie, welche wiederum durch Reibung und plastische Deformation in Wärmeenergie umgesetzt wird.

### 3.2 Modellierung der Wirkzusammenhänge zwischen Prozessparametern und Prozessgrößen beim Rührreißschweißen

---

Die Formulierung einer geeigneten Kontaktbedingung zwischen Werkzeug und Werkstück stellt eine der größten Herausforderungen im Hinblick auf die Modellierung des FSW-Prozesses dar (COLEGROVE 2000, S. 10; SCHMIDT ET AL. 2003, S. 147). In ersten Modellierungsansätzen wurde zunächst nur die Wärmegenerierung infolge von Reibung berücksichtigt, indem das Coulombsche Reibungsmodell für die Beschreibung der Wärmequelle herangezogen wurde (FRIGAARD ET AL. 1999, S. 3; RUSSEL & SHERCLIFF 1999, S. 3). FRIGAARD ET AL. (1999, S. 2 f.) verwendeten

$$\dot{Q} = \int_0^{r_s} 4\pi^2 \mu p n r^2 dr = \frac{4}{3} \pi^2 \mu p n r_s^3 \quad (3.1)$$

als analytischen Ausdruck für die Wärmegenerierung unterhalb der Schulter. In Gleichung (3.1) entspricht  $\dot{Q}$  dem zugeführten Wärmestrom,  $\mu$  dem Reibungskoeffizienten,  $p$  der Druckspannung an der Schulter-Werkstück-Kontaktfläche (SWK),  $n$  der Drehzahl,  $r$  dem Abstand von der Werkzeugmittelachse (Koordinate im zylindrischen Koordinatensystem) und  $r_s$  dem Schulterradius. Des Weiteren wurde die Annahme getroffen, dass die Normalspannung an der gesamten SWK konstant ist. Als Schwäche des Modells stellte sich die fehlende Berücksichtigung des selbstregelnden Effekts des FSW heraus, da FRIGAARD ET AL. (1999, S. 2 f.) lediglich eine obere Temperaturgrenze im Modell einführen. XU ET AL. (2001, S. 191) erweiterten diesen Ansatz, indem die maximale Reib-Schubspannung durch die Einführung einer maximal erreichbaren Schubspannung  $\tau_{max}$  begrenzt wurde. Oberhalb dieser Grenze wurde die Schubspannung als konstant angenommen.

Aufbauend auf diesen Arbeiten stellten SCHMIDT ET AL. (2003, S. 143 ff.) erstmalig einen Ansatz vor, der sowohl die plastische Deformation als auch die Coulombsche Reibung an der Werkzeug-Werkstück-Kontaktfläche (WWK) berücksichtigt. Den Ausgangspunkt bildet hierbei folgende Grundgleichung für die flächenspezifische Wärmestromdichte  $\dot{q}$  an der WWK:

$$\dot{q} = \frac{d\dot{Q}}{dA} = \omega \cdot r \cdot \tau_{Kontakt} \quad (3.2)$$

wobei  $\omega$  für die Winkelgeschwindigkeit des Werkzeugs,  $r$  für den Abstand zur Werkzeugmittelachse,  $\tau_{Kontakt}$  für die Kontaktspannung und  $dA$  für das infinitesimale Flächenelement steht, auf welches die Kontaktspannung wirkt. Der gesamte Wärmestrom (Wärmeleistung) der Quelle  $\dot{Q}$  ergibt sich durch die Integration über die WWK. Für einen rein zylindrischen Stift mit dem Radius  $r_p$  und der Länge  $h_p$  ohne Gewinde und

Abflachungen sowie für eine zylindrische Schulter mit dem Radius  $r_S$  ergibt sich nach SCHMIDT ET AL. (2003, S. 152):

$$\dot{Q} = \frac{2}{3} \cdot \pi \cdot \omega \cdot \tau_{\text{Kontakt}} \cdot \left( r_S^3 + 3 \cdot r_P^2 \cdot h_P \right). \quad (3.3)$$

Eine besondere Bedeutung kommt der Kontaktspannung  $\tau_{\text{Kontakt}}$  in Gleichung (3.3) zu. Für reines Haften gilt nach SCHMIDT ET AL. (2003, S. 153):

$$\tau_{\text{Kontakt}} = \tau_{\text{Fließ}} = \frac{\sigma_{\text{Fließ}}}{\sqrt{3}}, \quad (3.4)$$

mit der Schubfließspannung  $\tau_{\text{Fließ}}$ , welche mithilfe der Gestaltänderungsenergie-Hypothese nach von Mises aus der Fließspannung  $\sigma_{\text{Fließ}}$  im einachsigen Spannungszustand abgeschätzt werden kann. Für reines Gleiten ergibt sich die Kontaktspannung laut SCHMIDT ET AL. (2003, S. 152) aus dem Coulombschen Reibgesetz zu:

$$\tau_{\text{Kontakt}} = \tau_{\text{Reibung}} = \mu \cdot p = \mu \cdot \sigma, \quad (3.5)$$

mit dem Reibkoeffizienten  $\mu$  sowie der Druckspannung  $p$  und den Normalspannungen  $\sigma$ . Um partielles Gleiten und Haften berücksichtigen zu können, führten SCHMIDT ET AL. (2003, S. 148 ff.) das dimensionslose Haftmaß  $\delta$  ein, welches als Verhältnis der Geschwindigkeiten an der WWK definiert ist:

$$\delta = \frac{v_{\text{Werkstück}}}{v_{\text{Werkzeug}}}. \quad (3.6)$$

In Gleichung (3.6) stehen  $v_{\text{Werkstück}}$  für die Geschwindigkeit eines werkstückseitigen Punkts an der WWK und  $v_{\text{Werkzeug}}$  für den entsprechenden werkzeugseitigen Punkt. Das Haftmaß nimmt Werte zwischen 0 und 1 an, wobei die Kontaktspannung anhand von Gleichung (3.7) berechnet wird:

$$\tau_{\text{Kontakt}} = \delta \cdot \tau_{\text{Fließ}} + (1 - \delta) \cdot \tau_{\text{Reibung}}. \quad (3.7)$$

Aus Gleichung (3.7) wird ersichtlich, dass für ein Haftmaß  $\delta = 0$  reines Gleiten vorherrscht und für  $\delta = 1$  reines Haften. Im Gegensatz zu SCHMIDT (2004, S. 153), der ein konstantes Haftmaß über die WWK unabhängig von der Winkelgeschwindigkeit annahm, gingen ARORA ET AL. (2011, S. 2021) von einem drehgeschwindigkeitsabhängigen Haftmaß aus, welches aber konstant über die WWK ist. NANDAN ET AL. (2007, S. 888) und ARORA ET AL. (2009, S. 14) schlugen hingegen ein drehgeschwindigkeits- sowie ortsabhängiges Haftmaß vor.

### 3.2 Modellierung der Wirkzusammenhänge zwischen Prozessparametern und Prozessgrößen beim Rührreibschweißen

SCHMIDT & HATTEL (2008, S. 332 ff.) erweiterten das ursprüngliche analytische Wärmequellenmodell von SCHMIDT ET AL. (2003) und führten einen Wärmequellenausdruck für die numerische thermo-pseudomechanische Simulation des FSW-Prozesses ein. Dabei wurde die Wärmequelle als Oberflächenwärmequelle modelliert, welche auf die WWK wirkt. Die Oberflächenwärmequelle liefert eine flächenspezifische Wärmestromdichte  $\dot{q}$ , die sich anhand von

$$\dot{q} = \omega \cdot r \cdot \tau_{\text{Kontakt}}(T), \quad (3.8)$$

mit der Winkelgeschwindigkeit des Werkzeugs  $\omega$ , dem Abstand zur Werkzeugmittelachse  $r$  und der temperaturabhängigen Kontaktspannung  $\tau_{\text{Kontakt}}(T)$  berechnen lässt (SCHMIDT & HATTEL 2008, S. 336). Über die Art der Temperaturabhängigkeit von  $\tau_{\text{Kontakt}}(T)$  machten SCHMIDT & HATTEL (2008, S. 277 ff.) keine weiteren Angaben. Erst in SCHMIDT (2010, S. 289 ff.) wurde ein Ansatz vorgeschlagen, um die Temperaturabhängigkeit der Kontaktspannung zu berücksichtigen. Unter der Annahme, dass sich eine Scherschicht an der WWK ausbildet, die sich mit identischer Geschwindigkeit wie das Werkzeug bewegt, ergibt sich die temperaturabhängige Kontaktspannung  $\tau_{\text{Kontakt}}(T)$  zu:

$$\tau_{\text{Kontakt}}(T) = \frac{\sigma_{\text{Fließ}}(T)}{\sqrt{3}}. \quad (3.9)$$

In Gleichung (3.9) entspricht  $\sigma_{\text{Fließ}}(T)$  der temperaturabhängigen Fließspannung, welche entweder aus Messdaten gewonnen oder aus einem Werkstoffmodell berechnet werden kann. Für Letzteres schlug SCHMIDT (2010, S. 289) ein Werkstoffmodell nach Johnson-Cook in der Form

$$\sigma_{\text{Fließ}}(T) = \sigma_{T_{\text{ref}}} \cdot \left( 1 - \left( \frac{T - T_{\text{ref}}}{T_{\text{Solidus}} - T_{\text{ref}}} \right)^{m_{\text{JC}}} \right) \quad (3.10)$$

vor. In Gleichung (3.10) stehen  $\sigma_{T_{\text{ref}}}$  für die Fließspannung bei Referenztemperatur,  $T$  für die Temperatur,  $T_{\text{Solidus}}$  für die Solidustemperatur des Werkstoffs,  $m_{\text{JC}}$  für einen werkstoffspezifischen Parameter und  $T_{\text{ref}}$  für die Referenztemperatur. ROTH ET AL. (2014, S. 197 ff.) griffen diesen Ansatz auf und entwickelten ihn weiter, um das Prozessmoment aus den Prozessgrößen und -parametern mithilfe eines Prozessmodells zu berechnen. Dieses Prozessmodell zeichnete sich durch kurze Berechnungszeiten aus und berücksichtigte die Wirkung des Fügespalts auf das Prozessmoment (ROTH ET AL. 2014, S. 197 ff.). ROTH (2016, S. 125 ff.) erweiterte diesen Modellierungsansatz und stellte damit ein teilanalytisches Prozessmodell zur Verfügung, das den Zusammenhang zwischen dem Prozessmoment  $M_p$  als Ausgangsgröße sowie den Eingangsgrößen Anpresskraft  $F_z$ ,

Winkelgeschwindigkeit  $\omega$ , Schweißtemperatur  $T_S$ , Werkzeuggeometrie (Stiftradius  $r_P$ , Stiftlänge  $h_P$ , Schulterradius  $r_S$ ), Fügspaltbreite  $b$  und Werkstoff wiedergibt. Abbildung 3.2 zeigt ein Blockschaltbild des grundsätzlichen Modellaufbaus von ROTH (2016, S. 125 ff.) mit den einzelnen Teilmodellen. Die Modellparameter, wie beispielsweise den Reibkoeffizienten und das Haftmaß, ermittelte ROTH (2016, S. 125 ff.) entweder experimentell oder entnahm die Werte – sofern vorhanden – aus der Literatur. Damit entspricht das Vorgehen von ROTH (2016, S. 125 ff.) dem in Abschnitt 2.4.2 beschriebenen Grey-Box-Ansatz.

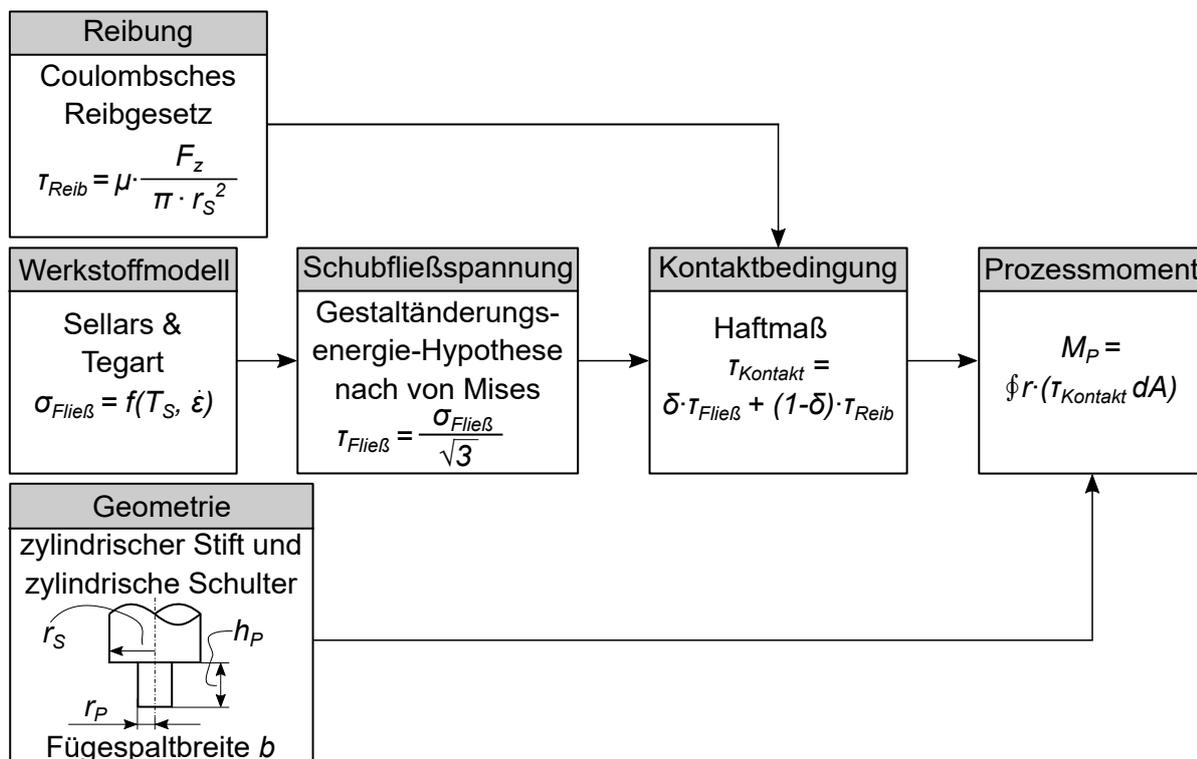


Abbildung 3.2: Blockschaltbild des teilanalytischen Prozessmodells von ROTH (2016, S. 125 ff.)

#### Zwischenfazit

Die in diesem Abschnitt vorgestellten Modelle und Modellierungsansätze bilden die Grundlage für die Modellbildung in dieser Dissertation. Wie in Abschnitt 2.4.2 erläutert, können die A-priori-Kenntnisse genutzt werden, um ein geeignetes Systemmodell für die Auslegung der Temperaturregelung abzuleiten. Im Rahmen dieser Arbeit ist jedoch eine Weiterentwicklung des Modells von ROTH (2016) notwendig, da der Fokus auf der Beschreibung der Schweißtemperatur liegt und nicht auf der Analyse des Prozessmo-

ments. Dafür stellt das konzeptionelle Modell von COLLIGAN & MISHRA (2008, S. 327 ff.) mit seiner übersichtlichen Darstellung der Wechselwirkungen beim FSW einen idealen Ausgangspunkt dar.

### 3.3 Regelung des Rührreib-Schweißprozesses

#### 3.3.1 Regelung der Anpresskraft oder des Spindelmoments

Wie schon in Abschnitt 2.3.1 erläutert, kann der FSW-Prozess nach bisherigem Stand der Forschung entweder im axialkraftgeregelten Modus oder im positionsgeregelten Modus durchgeführt werden. Bereits SMITH (2000) konnte nachweisen, dass beim FSW mit Industrierobotern eine Anpresskraftregelung notwendig ist, um qualitativ hochwertige und reproduzierbare Schweißnähte herzustellen. Der Grund dafür ist die geringe Steifigkeit der handelsüblichen Industrieroboter. Diese führt in Verbindung mit den hohen Kräften, die beim FSW auftreten, zu einer Abdrängung des robotergeführten Werkzeugs. Zudem zeigte VÖLLNER (2010, S. 47), dass die maximale Belastbarkeit des Roboters stark von der Position des Tool Center Point (TCP) im Arbeitsraum und der Roboterpose abhängig ist.

Die von SMITH (2000) eingeführte Kraftregelung für das FSW mithilfe von Industrierobotern basiert auf der Kraftmessung zwischen der Spindel und dem Roboterflansch. Dort befinden sich drei radialsymmetrisch angeordnete Kraftmesszellen, welche Kräfte mittels Dehnmessstreifen (DMS) aufnehmen. Die spezielle Anordnung und Verschaltung der Wägezellen sowie eine zusätzliche Zentriereinheit verhindern eine Verfälschung des Messsignals durch Kippmomente oder Querkräfte. Als Stellgröße fungiert die Axialposition des Werkzeugs, welche vom PID-Regler angepasst wird, sodass die Ist-Anpresskraft (Regelgröße) der Soll-Anpresskraft folgt.

Auch bei steifen FSW-Spezialanlagen oder Fräsmaschinen, die zum FSW verwendet werden, ergeben sich bei axialkraftgeregeltem Schweißmodus Vorteile gegenüber der Positionsregelung: Laut GEBHARD (2011, S. 12) führen bereits geringfügige Abweichungen der Bauteilgeometrie (Toleranzen) bei der Vorgabe einer festen Werkzeugposition zu unterschiedlichen Schultereintauchtiefen und damit zu ungleichen Anpresskräften. Zudem ist die Eintauchtiefe<sup>2</sup> als Prozessparameter nur eingeschränkt zwischen verschiedenen Anlagenmodellen übertragbar, weil sich diese meist in ihrer Steifigkeit unterscheiden

---

<sup>2</sup> Entspricht der theoretischen Eintauchtiefe, welche der Maschinensteuerung vorgegeben wird.

und sich somit unterschiedliche Anpresskräfte bei gleicher Eintauchtiefe ergeben. Außerdem kommt es durch den Schweißbetrieb zu einer Erwärmung des Werkzeugs sowie eines Teils der Aufspannvorrichtung und der Maschinenstruktur. Daraus resultiert eine Ausdehnung bestimmter Komponenten der FSW-Maschine, sodass bei einer reinen Positionsregelung über eine längere Einsatzdauer keine gleichbleibende Anpresskraft gewährleistet werden kann.

Deshalb schlugen DAVIS ET AL. (2011) den Einsatz einer Kraftregelung beim FSW auf Fräsmaschinen vor. Ein hervorzuhebender Aspekt ist bei diesem Ansatz die Schätzung der Anpresskraft aus der elektrischen Leistung der FSW-Spindel. Hierfür wurde ein Modell eingesetzt, welches die Anpresskraft über Reibgesetze mit dem Motormoment verknüpft. Besonders vorteilhaft ist hierbei, dass keine kostenintensiven Sensoren zur Messung der Anpresskraft notwendig sind, da die Leistung der Spindel einfach aus der anliegenden Spannung und der aufgenommenen Stromstärke berechnet werden kann. Als Stellgröße verwendeten DAVIS ET AL. (2011, S. 1035) die Schweißgeschwindigkeit. Zudem wurde eine adaptive robuste Regelung eingesetzt, die auf einen nichtlinearen Zustandsbeobachter gestützt war. Dadurch sollte der Einfluss der Modellunsicherheiten und der äußeren Störeinflüsse verringert werden. Mit dieser Regelung schweißten DAVIS ET AL. (2011, S. 1082) drei Nähte, wobei die Anpresskraft zur Validierung mit einem zusätzlichen Dynamometer gemessen wurde. Die Anpresskraft und somit die Schweißgeschwindigkeit blieben bis zum Ende der Schweißnaht annähernd konstant. Gegen Ende der Schweißnaht war jedoch ein Absinken der Anpresskraft zu beobachten, worauf der Regler mit einer Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit reagierte. DAVIS ET AL. (2011, S. 1082) führten diesen Umstand auf einen Wärmestau am Ende der Schweißnaht zurück, welcher eine Erweichung des Werkstoffs und somit eine verringerte Anpresskraft verursachte. Bei der Validierung der Kraftsignale konnte eine Diskrepanz zwischen der mit dem Dynamometer gemessenen Anpresskraft und der aus der Motorleistung geschätzten Anpresskraft beobachtet werden. Die Ursache hierfür wurde in Vereinfachungen und somit Ungenauigkeiten bei der Modellierung des Zusammenhangs zwischen Motorleistung und Anpresskraft vermutet (DAVIS ET AL. 2011, S. 1038).

LONGHURST ET AL. (2010, S. 912) setzten anstelle einer Kraftregelung eine Momentenregelung beim FSW ein. Dabei wurde das Prozessmoment mit einem Dynamometer gemessen (Regelgröße) und die Axialposition des Werkzeugs (Stellgröße) mittels eines PID-Reglers eingestellt. Mit Hilfe von Schweißversuchen konnte die höhere Sensitivität der Momentenregelung im Vergleich zur Anpresskraftregelung nachgewiesen werden. Eine weitere Erkenntnis war, dass das Prozessmoment über die Schubfließspannung

$\tau_{\text{Fließ}}$  mit der Schweißtemperatur  $T_S$  korreliert (LONGHURST ET AL. 2010, S. 912). Somit ist über die Momentenregelung auch eine indirekte Regelung der Schweißtemperatur und damit der Werkstoffverweichung erfolgt.

Trotz der vielen Vorteile bringt die Anpresskraftregelung auch einige Nachteile mit sich. Beispielsweise wies VÖLLNER (2010, S. 102) theoretisch nach, dass bei konstanten Prozessparametern ein Wärmestau an konvex gekrümmten Schweißbahnen entstehen kann. Dadurch erwärmen sich die Spannvorrichtung und das Bauteil in diesen Bereichen stärker als bei ebenen Schweißbahnen. Durch die Erwärmung kommt es zu einer Erweichung des Werkstoffs. GEBHARD & ZAEH (2008, S. 8) beobachteten, dass eine zu starke und unkontrollierte Werkstoffverweichung bei kraftgeregeltem Schweißbetrieb zu einem verstärkten Eintauchen des Werkzeugs in das Bauteil führt, was häufig mit einer vermehrten Gratbildung einhergeht. Zudem können dadurch sowohl die Aufspannplatte als auch der Werkzeugstift beschädigt werden (ZETTLER ET AL. 2010, S. 249). Dieser Sachverhalt wird außerdem von DE BACKER ET AL. (2014) beschrieben. Die Ursachen für Wärmestaus können vielfältig sein: So zeigten DE BACKER ET AL. (2014, S. 381) und BACHMANN & ZAEH (2016, S. 16 ff.), dass Verengungen in der Nähe der Nahttrajektorie einen signifikanten Anstieg der Schweißtemperatur auslösen.

#### **Zwischenfazit**

Der anpresskraftgeregelte Schweißmodus bringt beim FSW im Gegensatz zum positionsgeregelten Modus diverse Vorteile mit sich. Die Anpresskraft ist als Prozessparameter auch zwischen Schweißanlagen mit unterschiedlicher Steifigkeit übertragbar und Schwankungen der Werkstückgeometrie können besser ausgeglichen werden. Des Weiteren stellt die Anpresskraftregelung bei geeigneter Stifflänge und bei korrekt eingestellter Soll-Anpresskraft sicher, dass eine ausreichende Komprimierung des Werkstoffs in der Prozesszone stattfindet. Dadurch wird die Entstehung dichter Nähte mit geschlossener Nahtoberfläche begünstigt. Die Momentenregelung, wie sie von LONGHURST ET AL. (2010) vorgeschlagen wurde, kann diese Werkstoffkomprimierung nicht gewährleisten, weshalb die Anpresskraftregelung mit der Anpresskraft als Regelgröße und der Eintauchtiefe bzw. der Axialposition des Werkzeugs als Stellgröße technisch sinnvoller erscheint. Nichtsdestoweniger verbleibt der Nachteil, dass die Anpresskraftregelung bei einer zu starken Werkstoffverweichung zum unkontrollierten Eintauchen des Werkzeugs in die Prozesszone führt. Dies kann sowohl eine starke Gratbildung und Nahtunterwölbung als auch eine Beschädigung des Werkzeugs bzw. der Aufspannplatte hervorrufen.

Insbesondere eine Nahtunterwölbung kann sich aufgrund der Verringerung des Querschnitts nachteilig auf die Tragfähigkeit der Schweißnaht auswirken (FEHRENBACHER ET AL. 2014a, S. 3 ff.; DE BACKER ET AL. 2014, S. 375 ff.).

Ein Lösungsansatz für diese Problemstellung besteht in der Regelung der Schweißtemperatur, wodurch die Werkstoffverweichung gezielt beeinflusst werden kann. Zudem könnten mithilfe einer Temperaturregelung möglicherweise eine Reihe weiterer Defekte, wie bspw. ungenügende Werkstoffkonsolidierung, vermieden werden, die aufgrund ungeeigneter Schweißtemperaturen beim FSW auftreten. Aus diesem Grund werden im Folgenden verschiedene Ansätze zur Regelung der Schweißtemperatur beim FSW analysiert.

#### 3.3.2 Regelung der Schweißtemperatur

Ein erster Ansatz zur Regelung der Temperatur in der Scherschicht (vgl. S. 35) beim FSW wurde bereits von FEHRENBACHER ET AL. (2008) vorgeschlagen. Dabei wurde ein Einkanal-Pyrometer zur Messung der Oberflächentemperatur eingesetzt. Das Messgerät wurde an der Spindel fixiert, um die Temperatur der Nahtoberfläche im Nachlauf des FSW-Werkzeugs bestimmen zu können. Anschließend wurde ein geschlossener Regelkreis mit dem Pyrometermesssignal als Regelgröße, der Schweißgeschwindigkeit als Stellgröße und einem PID-Regler aufgebaut (FEHRENBACHER ET AL. 2008, S. 5). Ein dreidimensionales numerisches Wärmeleitungsmodell wurde verwendet, um die vom Pyrometer gemessene Oberflächentemperatur mit der mittleren Scherschichttemperatur zu korrelieren. Dabei wurde aus dem numerischen Simulationsmodell ein einfaches nulldimensionales (Punktwärmequelle) Wärmeleitungsmodell für das FSW abgeleitet, das linearisiert und anschließend mittels Laplace-Transformation in den Bildbereich überführt wurde (FEHRENBACHER ET AL. 2008, S. 3 f.). Das daraus resultierende lineare zeitinvariante Übertragungsglied wurde als Vorsteuerung in dem Regelkreis implementiert. In experimentellen Untersuchungen erwies sich die Verwendung des Einkanal-Pyrometers als nicht zielführend, da laut FEHRENBACHER ET AL. (2008, S. 11 f.) keine genaue Temperaturerfassung gewährleistet werden konnte. Der Grund hierfür liegt darin, dass Aluminium zu den so genannten *grauen Strahlern* zählt. Ein grauer Strahler ist im Gegensatz zum so genannten *schwarzen Strahler* ein Körper, dessen Oberfläche bei einer bestimmten Temperatur nicht die maximal mögliche Strahlung emittiert. Die Messung mittels Einkanal-Pyrometer ergibt jedoch nur dann akkurate Temperaturwerte, wenn die maximale Strahlung emittiert wird. Um den Einsatzbereich des Messmittels zu erweitern, wurde daher der Emissionsgrad eingeführt. Dieser setzt die emittierte Strahlung eines grauen Strahlers mit der maximal möglichen eines schwarzen Strahlers ins

Verhältnis. Für die strahlungsbasierte Temperaturmessung mittels Einkanal-Pyrometer ist somit bei grauen Strahlern die genaue Kenntnis des Emissionsgrads erforderlich. Diese Größe ist einerseits nur mit sehr hohem Aufwand bestimmbar und andererseits mit erheblicher Unsicherheit behaftet. So hängt der Emissionskoeffizient nicht nur von der Werkstoffzusammensetzung und der Temperatur ab, sondern laut BERNHARD (2004, S. 1001 f.) auch von der Richtungsselektivität des Strahlers. Zudem sind bei der Strahlungstemperaturmessung eine Reihe weiterer Einflussgrößen zu berücksichtigen, wie z. B. die durch das Messobjekt reflektierte Fremdstrahlung (tritt bei blanken Aluminiumblechen in ausgeprägter Form auf), der Transmissionsgrad der Übertragungstrecke oder gerätebezogene Fehlerquellen, bspw. der optischen Elemente (BERNHARD 2004, S. 1001 f.). Aluminiumwerkstoffe weisen sehr oft eine stark reflektierende Oberfläche auf, wodurch insbesondere Fremdstrahlung zur Störung der Messung führen kann.

In weiterführenden Untersuchungen identifizierten FEHRENBACHER ET AL. (2011b) die Spindeldrehzahl als effektivsten Prozessparameter zur Beeinflussung der Schweißtemperatur. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen wurde ein System zur Regelung der Schweißtemperatur entwickelt (FEHRENBACHER ET AL. 2011a). Aufgrund der limitierten Messgenauigkeit des Einkanal-Pyrometers wurde an dessen Stelle ein Thermoelement verwendet, welches in die Schulter des FSW-Werkzeugs eingebettet war (FEHRENBACHER ET AL. 2011a, S. 4). Durch den Einsatz eines Mantelthermoelements mit einem Durchmesser von 0,25 mm konnten eine gute Messgenauigkeit und Reaktionsgeschwindigkeit der Temperaturmesseinrichtung erzielt werden. Als Regler wurde ein I-Glied verwendet, das mithilfe eines Modells der Regelstrecke parametrisiert wurde. Das Streckenmodell bestand aus einem LZI-Übertragungsglied erster Ordnung ( $PT_1$ -Glied) mit Totzeit und wurde mittels einer rein experimentellen Systemanalyse ermittelt. Dazu wurde ein Schweißversuch mit sinusförmiger Variation der Spindeldrehzahl durchgeführt. Anschließend wurde der gewonnene zeitliche Temperaturverlauf mit dem Stellsignal zur Modellidentifikation herangezogen.

Der geschlossene Regelkreis von FEHRENBACHER ET AL. (2011a) ergab bei einem Sprungversuch von 55 °C auf 570 °C eine Anstiegszeit von 1,1 s und kein messbares Überschwingen (FEHRENBACHER ET AL. 2011a, S. 8 ff.), was von einer hohen Regelqualität zeugt. Allerdings trat ein Messrauschen mit einer Amplitude von ca. 10 K auf (FEHRENBACHER ET AL. 2011a, S. 9). In einer späteren Untersuchung stellten FEHRENBACHER ET AL. (2014b, S. 174) variierendes Systemverhalten fest. Konkret wurde ein unterschiedliches Übertragungsverhalten der Regelstrecke in Abhängigkeit von der Schweißtemperatur und der Werkstückgeometrie beobachtet, da bspw. die Verstärkung des LZI-Übertragungsglieds mit der Schweißtemperatur anstieg. Die Gründe hierfür liegen laut FEHRENBACHER ET AL. (2014b, S. 174) erstens im unterschiedlichen Wär-

meleitungsverhalten des Werkstücks bzw. der Aufspannung. Zweitens ändert sich die Energieeinbringung in den Prozess abhängig von der Schweißtemperatur (vgl. Abschnitt 3.2). Diese Schlussfolgerungen veranlassten BACHMANN & ZAEH (2016), einen adaptiven Gain-Scheduling-Regler einzusetzen, um das veränderliche Systemverhalten zu kompensieren und somit eine gleichbleibende Regelqualität sicherzustellen. Der Nachteil dieser Methode liegt darin, dass geeignete Verstärkungsfaktoren für unterschiedliche Schweißtemperaturen und -aufgaben ermittelt werden müssen.

FEHRENBACHER ET AL. (2014a) zeigten neben der prinzipiellen Übertragbarkeit der Temperaturregelung auf roboterbasierte FSW-Anlagen auch auf, dass ein gleichzeitiger Einsatz von Temperaturregelung und Anpresskraftregelung möglich ist. Dabei wurde jeweils ein autonomer I-Regler zur Regelung der Anpresskraft und der Schweißtemperatur eingesetzt. Die gegenseitige Beeinflussung wurde jedoch bei der Auslegung der Regler berücksichtigt. Die Parametrierung des I-Reglers erfolgte anhand eines gekoppelten linearen teil-analytischen Prozessmodells, welches die Wirkzusammenhänge zwischen Anpresskraft, Eintauchtiefe und Schweißtemperatur berücksichtigte (FEHRENBACHER ET AL. 2014a, S. 7 ff.). Das gekoppelte Modell bestand aus einem Temperaturmodell, welches analog zu den Vorarbeiten rein experimentell ermittelt wurde. Das mechanische Teilmodell zur Berücksichtigung der Roboterdynamik wurde aus physikalischen Zusammenhängen abgeleitet. Die Parametrierung des gekoppelten Prozessmodells erfolgte experimentell. Bei der Regelung der Anpresskraft diente die Eintauchtiefe des Werkzeugs als Stellgröße. Zur Regelung der Schweißtemperatur kam die Winkelgeschwindigkeit als Stellgröße zum Einsatz. Trotz der berücksichtigten Wechselwirkungen zwischen Eintauchtiefe, Anpresskraft und Temperatur wurden bei den beiden geschlossenen Regelkreisen Stabilitätsprobleme beobachtet, was die Qualität der Regelung limitierte (FEHRENBACHER ET AL. 2014a, S. 22). Dennoch wurde die besondere Sinnhaftigkeit der kombinierten Temperatur- und Kraftregelung beim FSW mit Industrierobotern hervorgehoben. Nach FEHRENBACHER ET AL. (2014a, S. 3 ff.) kann es bei realen Bauteilen zu Wärmestaus an bestimmten Stellen der Schweißtrajektorie kommen. Da Industrieroboter im Vergleich zu FSW-Spezialmaschinen oder Fräsmaschinen eine deutlich geringere Steifigkeit aufweisen, werden diese meist im kraftgeregelten Schweißmodus betrieben. Wie bereits in Abschnitt 3.3.1 erwähnt, führt die Kombination aus Kraftregelung und Wärmestau im schlimmsten Fall zu einem erhöhten Verschleiß des Schweißwerkzeugs und einer Festigkeitsreduktion der Verbindung.

DE BACKER ET AL. (2014, S. 375 ff.) führten eine neuartige Temperaturmessmethode ein, um eine kombinierte Temperatur- und Anpresskraftregelung für das robotergestützte FSW umzusetzen. Entscheidend bei diesem Ansatz war die Nutzung des thermoelek-

trischen Effekts (auch Seebeck-Effekt) zwischen Werkzeug und Werkstück (TWT<sup>3</sup>) (DE BACKER ET AL. 2014, S. 376 f.). Der thermoelektrische Effekt ist die Entstehung eines elektrischen Stroms in einem Stromkreis, bestehend aus zwei verschiedenartigen Leitern, deren Verbindungsstellen sich auf unterschiedlichen Temperaturniveaus befinden. Dieses Prinzip wird auch bei Thermoelementen ausgenutzt (BERNHARD 2004, S. 729 ff.). Laut DE BACKER ET AL. (2014, S. 376 f.) kann dieser Effekt beim FSW direkt eingesetzt werden, da das Werkzeug und das Werkstück i. d. R. aus unterschiedlichen Werkstoffen bestehen, die sowohl elektrisch als auch thermisch leitfähig sind. Infolge der Temperaturmessung mittels TWT ist nach DE BACKER ET AL. (2014, S. 376 f.) keine aufwendige Temperaturmessung mithilfe von Thermoelementen mehr notwendig. Bei der genaueren Beschreibung des TWT-Messsystems weisen DE BACKER & BOLMSJÖ (2013, S. 561 ff.) jedoch auch auf einige Herausforderungen hin. Zunächst setzt die absolute Temperaturmessung mittels des thermoelektrischen Effekts eine durchgängig konsistente Werkstoffkette voraus, wobei es i. d. R. einen (heißen) Messpunkt und eine (kalte) Vergleichsstelle gibt. Das bedeutet, dass zwischen Messpunkt und Vergleichsstelle in beiden Leiterbahnen jeweils durchgängig derselbe Werkstoff zu verwenden ist und keine weitere Erwärmung stattfinden darf. Ansonsten kommt es zu einer Verfälschung der Messung. Dies gestaltet sich beim TWT schwierig, da eine elektrische Verbindung zwischen dem drehenden Werkzeug, dem stehenden Werkstück und einem Messgerät hergestellt werden muss. Hierfür griffen DE BACKER & BOLMSJÖ (2013, S. 561), wie in Abbildung 3.3 dargestellt, auf ein Schleifringsystem und zwei Kupferleiter zurück. Dadurch entstanden in der Messkette drei Kontaktstellen (A, B und C) und eine Vergleichsstelle im Messverstärker, wobei die Temperatur nur an einer der Kontaktstellen (A) ermittelt werden sollte. Da davon auszugehen war, dass sich während des FSW-Prozesses alle drei Kontaktstellen ungleichmäßig erwärmen, wurde ein zeitabhängiger Drift des Temperaturmesswerts erwartet (DE BACKER & BOLMSJÖ 2013, S. 560 f.). Daher führten DE BACKER & BOLMSJÖ (2013, S. 561) eine modellbasierte Kompensationsstrategie ein, wodurch sie imstande waren, die Messabweichung aufgrund der Erwärmung der Kontaktstellen B und C in einer 148 s dauernden Schweißung auf 10 K zu begrenzen.

Ein weiterer Nachteil dieser Vorgehensweise ist der hohe Aufwand für die Kalibrierung des Messsystems und des Korrekturmodells, welche für jede Werkstück-Werkzeugkombination notwendig ist (DE BACKER & BOLMSJÖ 2013, S. 562 f.). Die mittels TWT gemessene Schweißtemperatur war durchwegs geringer als jene in den

---

<sup>3</sup> Tool-Workpiece Thermocouple, engl. für Werkzeug-Werkstück-Thermoelement

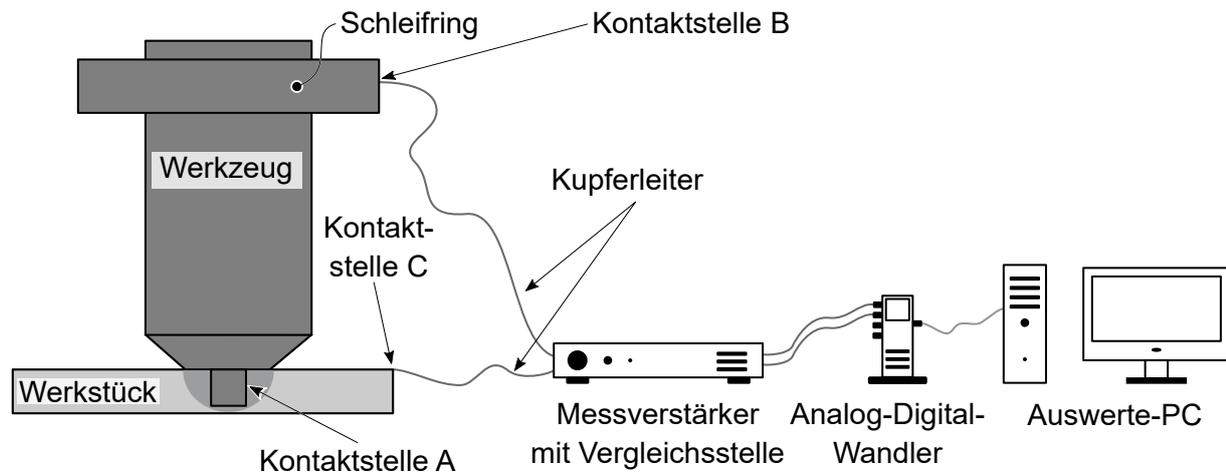


Abbildung 3.3: Messaufbau bei der Temperaturmessung während des FSW-Prozesses mittels TWT (in Anlehnung an DE BACKER & BOLMSJÖ 2013, S. 561)

Vergleichsmessungen mit Thermoelementen. Dennoch konnte die Messmethode von DE BACKER ET AL. (2014) erfolgreich bei der Temperaturregelung des FSW-Prozesses mithilfe eines Industrieroboters angewendet werden. Dabei wurden Versuchskörper mit sich ändernder Geometrie geschweißt, die Engstellen aufwiesen. Dadurch sollten gezielt Wärmestaus verursacht werden. Der gemessene Temperaturwert wurde mit dem Sollwert verglichen und die Spindeldrehzahl mittels eines PI-Reglers angepasst. Dadurch war es möglich, die Schweißtemperatur innerhalb einer Abweichung von  $\pm 10\text{ K}$  um die Soll-Schweißtemperatur zu halten (DE BACKER ET AL. 2014, S. 382 f.). DE BACKER ET AL. (2014, S. 377) betrachteten die Temperatur- und Kraftregelung an der vorhandenen FSW-Anlage als völlig voneinander entkoppelt. Das bedeutet, dass im Gegensatz zu FEHRENBACHER ET AL. (2014a) keine Wechselwirkungen zwischen Schweißtemperatur, Anpresskraft und Eintauchtiefe bei der Auslegung der Temperaturregelung berücksichtigt wurden. Die Temperaturregelung wurde anhand eines linearen, experimentell ermittelten Prozessmodells ausgelegt, während die in der Versuchsanlage vorhandene Kraftregelung zum Einsatz kam.

Die Forschungsarbeiten an der Temperaturmessung mittels TWT wurden von MAGALHÃES (2016) fortgeführt. Dabei wurde u. a. die Temperaturmessung mittels Thermoelement in der Schulter sowie im Stift und mit der TWT miteinander verglichen. Es zeigte sich, dass die Temperaturmessung mittels Thermoelement im Stift die höchste Messdynamik ermöglicht, obwohl ein vergleichsweise dickes und damit träges Mantelthermoelement des Typs N mit einem Durchmesser von 1,5 mm verwendet wurde (DA SILVA ET AL. 2017, S. 2905 ff.). Das vergleichsweise träge Messverhalten des TWT lässt sich höchstwahrscheinlich auf den Tiefpassfilter mit einer Grenzfrequenz von 2,5 Hz

zurückführen, der zur Rauschreduktion verwendet wurde (MAGALHÄES 2016, S. 40). Weiterhin lieferte das TWT deutlich höhere Temperaturmesswerte als die beiden Thermoelemente, was laut DA SILVA ET AL. (2017, S. 2904) erstens auf die Entfernung der Thermoelemente von der WWK zurückzuführen ist und zweitens mit der Platzierung der Thermoelemente im Werkzeug zusammenhängt. Die Temperaturleitfähigkeit von Werkzeugstahl ist etwa eine Größenordnung (Zehnerpotenz) geringer als jene von Aluminium, wodurch ein hoher Temperaturgradient im Werkzeug entstand. Im Messaufbau von DA SILVA ET AL. (2017) wurden sowohl die Thermospannung des TWT als auch jene der Thermoelemente im Werkzeug über einen Messing-Schleifring aus dem drehenden Teil der Spindel übertragen (MAGALHÄES 2016, S. 40). Im Vergleich zum Aufbau von DE BACKER & BOLMSJÖ (2013, S. 561) wurde die Spindel modifiziert, sodass sich der Schleifring nun oberhalb des Spindelmotors befand (MAGALHÄES 2016, S. 39 f.). Ob eine Erwärmung des Schleifrings, welche aufgrund der Reibung zu erwarten ist, oder des Kontaktpunkts des Leiterkabels und des Werkstücks verhindert wurde, wurde nicht weiter erläutert. Ein zusätzlicher Nachteil des Schleifrings war die Limitierung der maximal zulässigen Drehzahl, welche bei  $1800 \text{ min}^{-1}$  lag. Abschließend schlussfolgerte MAGALHÄES (2016, S. 55), dass die Regelungsansätze weiterentwickelt werden müssen, um die Zuverlässigkeit und die Übertragbarkeit bei unterschiedlichen Schweißaufgaben sicherzustellen.

Ein alternativer Ansatz zur Regelung der Temperatur beim FSW wurde von CEDERQVIST ET AL. (2012) und von MAYFIELD & SORENSEN (2010) eingeführt. Beide Forschergruppen schlugen eine kaskadierte Temperaturregelung vor, wobei im inneren Regelkreis die elektrische Leistung als Regelgröße und die Werkzeugdrehzahl als Stellgröße diente. Im äußeren Regelkreis fungierte die Schweißtemperatur als Regelgröße und die elektrische Leistung als Stellgröße, welche an den inneren Regelkreis weitergegeben wurde. CEDERQVIST ET AL. (2012) verwendeten die in Abbildung 3.4 dargestellte Regelungsstruktur, um die Schweißtemperatur beim FSW von Kupferbehältern zu regeln. Grundsätzlich war eine Regelung der Schweißtemperatur notwendig, da beim FSW der eingesetzten Kupferlegierung eine Schweißtemperatur von  $790 \text{ }^{\circ}\text{C}$  bis  $910 \text{ }^{\circ}\text{C}$  eingehalten werden musste, um die erforderliche Nahtqualität zu gewährleisten (CEDERQVIST ET AL. 2012, S. 36). CEDERQVIST ET AL. (2012, S. 40 f.) wählten eine kaskadierte Regelungsstruktur, da durch den inneren Regelkreis Änderungen im Prozessmoment erfasst wurden. Das Prozessmoment konnte in der kaskadierten Systemanordnung im Vergleich zur Schweißtemperatur mit einer deutlich höheren Dynamik gemessen werden (CEDERQVIST ET AL. 2012, S. 37). Dies lag vermutlich daran, dass die Thermoelemente relativ weit von der WWK entfernt waren. Insbesondere das Thermoelement im Schweißstift, welches laut DA SILVA ET AL. (2017, S. 2905 ff.) die höchste Messdynamik ermöglicht,

### 3 Stand von Forschung und Technik

wies mit 10 mm eine relativ große Distanz zur WWK auf. Zudem hoben CEDERQVIST ET AL. (2012, S. 40 f.) zwei grundsätzliche Herausforderungen bei der Implementierung der Temperaturregelung hervor: Erstens ist das Leistungssignal mit starkem Rauschen behaftet, welches durch einen geeigneten Filter und einen ausreichend robusten Regler berücksichtigt werden muss. Zweitens ist die ausgewählte Regelungsstruktur nur bedingt auf andere Schweißaufgaben übertragbar und erfordert zumindest bei stark unterschiedlichen Schweißaufgaben eine Neuparametrierung der beiden PI-Regler (CEDERQVIST ET AL. 2012, S. 41). Dennoch schafften es CEDERQVIST ET AL. (2012, S. 35), die Ist-Schweißtemperatur in einem Fenster von  $\pm 10$  K um die Soll-Schweißtemperatur zu halten.

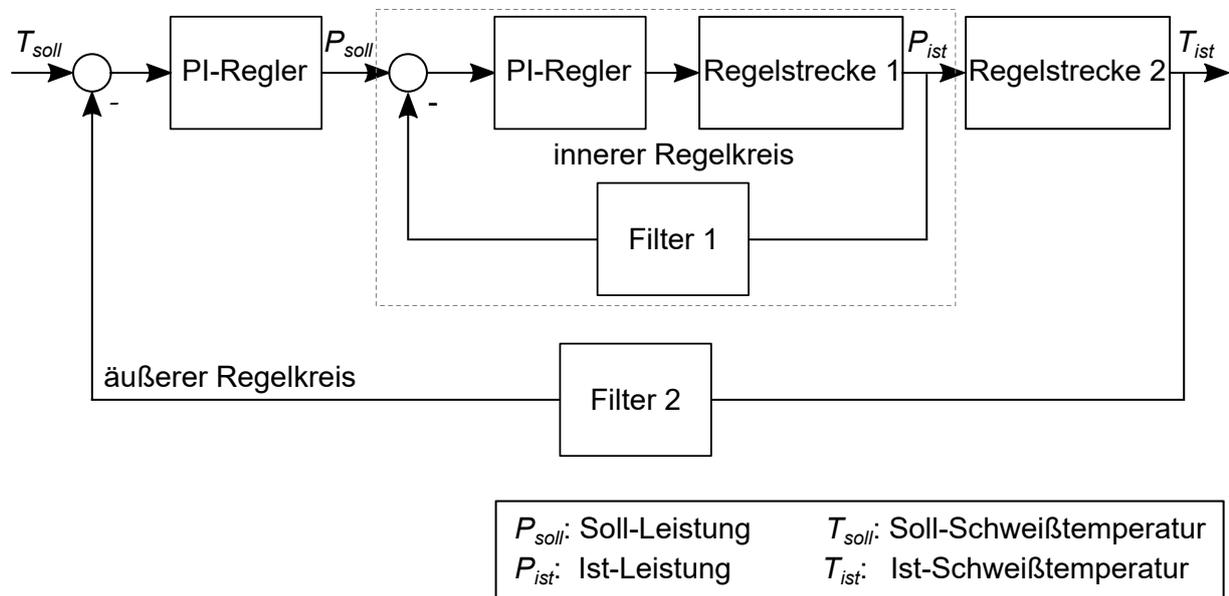


Abbildung 3.4: Kaskadierte Regelung der Schweißtemperatur beim FSW (in Anlehnung an CEDERQVIST ET AL. 2012, S. 40)

MAYFIELD & SORENSEN (2010) schlugen einen ähnlichen Ansatz wie CEDERQVIST ET AL. (2012) vor, um die Schweißtemperatur beim FSW von Stahl zu regeln. Aufgrund der hohen Werkzeugbeanspruchung bei der Verarbeitung von Stahl kam ein Werkzeug aus kubisch-polykristallinem Bornitrid zum Einsatz. MAYFIELD & SORENSEN (2010) verglichen die Qualität der kaskadierten Temperaturregelung experimentell, wobei verschiedene Stellgrößen (Drehzahl, Anpresskraft und Schweißgeschwindigkeit) und unterschiedliche Regelglieder (P- sowie PI-Regler) verwendet wurden. Dabei wurde festgestellt, dass sich die Drehzahl am besten als Stellgröße eignet. In den entsprechenden Experimenten wurde die Drehzahl allerdings nur durch das Bedienpersonal der Anlage eingestellt, nicht von einem Regler, worauf an dieser Stelle explizit hingewiesen wird.

ROSS & SORESEN (2011) griffen den Ansatz von MAYFIELD & SORESEN (2010) auf und implementierten eine Regelungsstruktur ähnlich zu jener in Abbildung 3.4 (ROSS & SORESEN 2011, S. 346). Die Ist-Leistung  $P_{ist}$  wurde dabei aus der Winkelgeschwindigkeit  $\omega$  und dem Prozessmoment  $M_P$  anhand von

$$P_{ist} = M_P \cdot \omega \quad (3.11)$$

berechnet. Das Prozessmoment wurde dabei direkt am Werkzeug mittels eines Dynamometers gemessen; die Temperatur wurde über ein Thermoelement erfasst und fungierte als Regelgröße im äußeren Regelkreis. Dadurch konnten ROSS & SORESEN (2011, S. 350 ff.) die Schweißtemperatur beim FSW von Stahl regeln. Allerdings musste auch ein leichter Temperaturdrift über die Zeit festgestellt werden, welcher von der Regelung nicht kompensiert wurde. Zudem identifizierten ROSS & SORESEN (2011, S. 351) eine grundlegende Schwäche der verwendeten Temperaturregelung: Wird das Moment am Werkzeug gemessen, während die Drehzahl als Stellgröße dient, so beeinflusst die vom Leistungs-Regler verursachte Drehzahländerung das Moment. Die Ursache hierfür ist das Beschleunigungsmoment, das für die Drehzahländerung erforderlich ist. Dieses Beschleunigungsmoment führte zu Spitzen im Momentensignal des Dynamometers, welche die Stabilität des gesamten Regelkreises beeinträchtigten.

Als Lösung hierfür schlugen ROSS & SORESEN (2013b) vor, den Asynchronmotor der FSW-Spindel nicht drehzahl geregelt, sondern momentengeregt zu betreiben. Damit änderte sich die kaskadierte Regelungsstruktur in Abbildung 3.4 zu jener in Abbildung 3.5, welche ähnlich zu der von FEHRENBACHER ET AL. (2011a) (vgl. S. 40 – 42) ist. Der wesentliche Unterschied besteht in der Momentenregelung des Asynchronmotors. Zudem wurde die Drehzahl zurückgeführt und floss bei der Berechnung des Soll-Moments  $M_{soll}$  mit ein. Außerdem wurde ein zusätzliches D-Glied eingebunden, sodass ein PID-Regler entstand. Die Reglerparametrierung erfolgte mithilfe eines empirischen eindimensionalen Wärmeleitungsmodells, welches auf Basis von Daten aus Sprungantwortversuchen ermittelt wurde. Die Feinparametrierung des Reglers wurde anhand von Schweißversuchen mit Temperatursprüngen manuell durchgeführt. Die Sprungantworten des geschlossenen Temperaturregelungskreises wurden anschließend anhand von Anstiegs- und Einschwingzeit sowie maximalem Überschwingen miteinander verglichen (ROSS & SORESEN 2013a, S. 305 ff.).

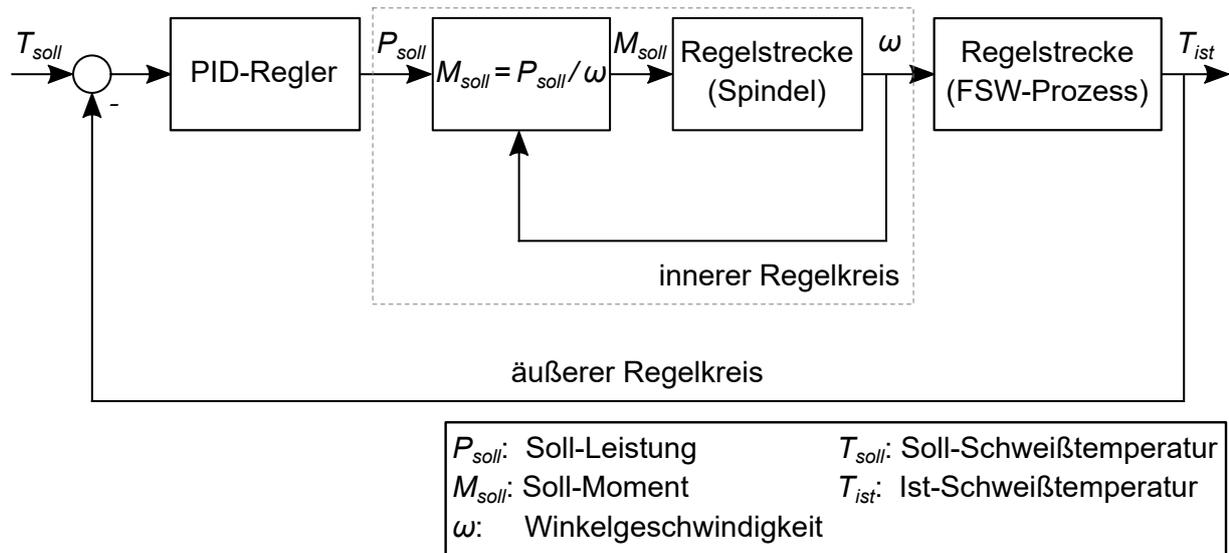


Abbildung 3.5: Kaskadierte Regelungsstruktur nach ROSS & SORENSEN (2013b, S. 322) mit Leistungsregelung in der inneren und Temperaturregelung in der äußeren Regelschleife

Die entwickelte Temperaturregelung wurde erfolgreich beim FSW von Blindnähten an Stahl und an der Aluminiumlegierung AA7075-T735<sup>4</sup> eingesetzt (ROSS & SORENSEN 2013a, S. 306 ff.). Beim Validierungsversuch an AA7075-T735 wurde die Dicke des Werkstücks erhöht, während die Schweißgeschwindigkeit reduziert wurde. Bei der Reglerparametrierung wurde dieselbe Legierung verwendet. Daher sollte mittels Änderung der Schweißgeschwindigkeit sowie der Werkstückdicke die Übertragbarkeit der Regelungsstruktur nachgewiesen werden. Allerdings wurden sowohl die Werkstückdicke als auch die Schweißgeschwindigkeit im Vergleich zur Reglerparametrierung nur geringfügig geändert, wohingegen die Werkzeuggeometrie, welche wohl den größten Einfluss hat, konstant gehalten wurde. Zusätzlich wurde im Validierungsversuch ein Soll-Temperatursprung von 51 K vorgegeben. Dabei beobachteten ROSS & SORENSEN (2013a, S. 307) ein Überschwingen von 29 % (bezogen auf den Sollwert) und eine Einschwingzeit von 17,30 s. Der Einsatz der Temperaturregelung beim Stahlwerkstoff<sup>5</sup> erforderte eine Neuparametrierung des Reglers, welche experimentell auf Basis von Schweißversuchen erfolgte. Anschließend wurde ein Validierungsversuch mit einem Sollwertsprung von 50 K durchgeführt. Dies resultierte in einem Überschwingen von 20,63 % relativ zum Sollwert, einer Anstiegszeit von 12,65 s und einer Einschwingzeit von 89,20 s (ROSS & SORENSEN 2013a, S. 308).

<sup>4</sup> vergleichbar mit dem Werkstoff EN AW-7075-T735 nach europäischer Norm

<sup>5</sup> Die Stahlsorte wurde in der Publikation nicht näher spezifiziert.

Ein weiterer Ansatz zur Regelung der Schweißtemperatur beim FSW wurde von TAYSOM ET AL. (2016) vorgeschlagen. Laut TAYSOM ET AL. (2016, S. 165) weisen PID-Regler Schwächen bei großen initialen Regelfehlern und hoch-dynamischem Verhalten auf. Beides ist beim FSW insbesondere zu Beginn des Fügens direkt nach Beendigung des Eintauchvorgangs der Fall. Um die Qualität der Temperaturregelung in dieser Phase des FSW-Prozesses zu verbessern, wurde eine Modellprädiktive Regelung (engl. Model Predictive Control, kurz MPC) benutzt (TAYSOM ET AL. 2016, S. 166). Dabei wurden zwei Arten von Modellen betrachtet, um das zukünftige Systemverhalten vorherzusagen. Eines der beiden Modelle war ein semi-analytisches Wärmeleitungsmodell erster Ordnung, welches anhand von verschiedenen Ersatzmodellen für die Wärmeleitungsphänomene beim FSW hergeleitet wurde (Modell 1). Bei diesem Modell wurde die Wärmeleitung über das Werkzeug explizit vernachlässigt. Das zweite Modell (Modell 2) war ein hybrides Wärmeleitungsmodell. Dieses bestand aus dem semi-analytischen Wärmeleitungsmodell (Modell 1), welches um ein numerisches Wärmeleitungsmodell des Werkzeugs erweitert wurde (TAYSOM ET AL. 2016, S. 166 ff.). Sowohl das semi-analytische als auch das hybride Wärmeleitungsmodell wurden anhand von Messdaten aus Schweißversuchen kalibriert. Während der Schweißversuche wurden die Spindelleistung und die Schweißgeschwindigkeit in Form von zufälligen Sprüngen variiert, um das dynamische Verhalten des FSW-Prozesses zu erfassen (TAYSOM ET AL. 2016, S. 170 f.). Die Modellkalibrierung erfolgte anschließend sowohl automatisiert als auch manuell, wobei mithilfe der manuellen Kalibrierung genauere Modelle entstanden (TAYSOM ET AL. 2016, S. 173 f.). Die beiden Modelle dienten dem Aufbau zweier MPC-Regler, welche anschließend in einer Versuchsreihe mit zwei konventionellen PID-Reglern verglichen wurden (TAYSOM ET AL. 2017). Einer der beiden PID-Regler wurde auf hohe Robustheit ausgelegt. Beim anderen wurde die Dynamik, d. h. eine möglichst geringe Einschwingzeit, priorisiert (TAYSOM ET AL. 2017, S. 233 ff.). In der nachfolgenden Versuchsreihe wurden insgesamt sieben Störungen des Schweißprozesses untersucht. Dazu zählten u. a. Temperatursprünge, abrupte Änderungen der Schweißgeschwindigkeit sowie das Überschweißen einer bereits existierenden Naht (TAYSOM ET AL. 2017, S. 236).

In Abbildung 3.6 ist ein Vergleich der unterschiedlichen Regler beim Temperatursprung sowie beim Schweißgeschwindigkeitssprung dargestellt. Die vier Regler wurden dabei anhand von vier Indikatoren verglichen: der Wurzel des mittleren quadratischen Fehlers ( $RMSE$ ) zwischen Soll- und Istwert, des maximalen Überschwingens (im Vergleich zum Sollwert)  $\Delta T$  beim Sollwertsprung, der Einschwingzeit  $\tau$  nach dem Sollwertsprung und der normierten Anzahl von Schwingungen nach dem Sollwertsprung  $N$ . Es zeigte sich, dass der robuste PID-Regler tendenziell eine bessere Leistungsfähigkeit bei Temperatursprüngen aufwies. Dahingegen war der MPC-Regler auf Basis des semi-analytischen

Wärmeleitungsmodells bei abrupten Änderungen der Schweißgeschwindigkeit geeigneter. Laut TAYSOM ET AL. (2017, S. 238 f.) lässt sich zusammenfassen, dass der MPC-Regler insgesamt eine vergleichbare, aber nicht wesentlich bessere Regelqualität lieferte als ein PID-Regler mit geeigneter Parametrierung. Dies liegt daran, dass bei der Temperaturregelung beim FSW vergleichsweise geringe Totzeiten und hohe Zeitkonstanten der dynamischen Prozesse vorliegen. Zudem handelt es sich bei Temperaturregelungen für das FSW i. d. R. um SISO-Regelungen, bei denen MPC-Ansätze einen vergleichsweise geringen Vorteil bieten. Die Leistungsfähigkeit der MPC-Regler könnte beim FSW durch genauere Vorhersagemodelle für die zukünftige Schweißtemperatur verbessert werden (TAYSOM ET AL. 2017, S. 239).

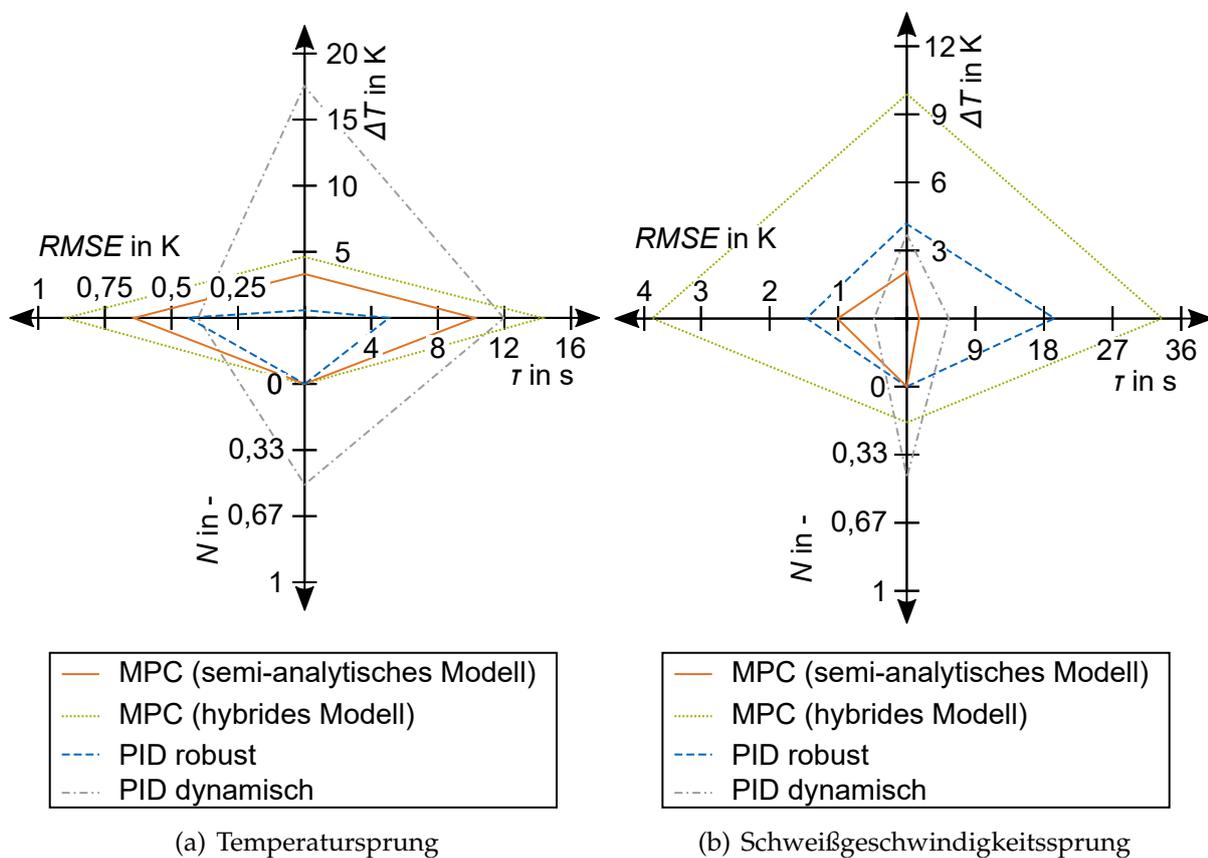


Abbildung 3.6: Vergleich der Sprungantworten von zwei PID-Reglern (robust und dynamisch) mit zwei MPC-Reglern (mit einem semi-analytischen und einem hybriden Modell) anhand von vier Indikatoren (in Anlehnung an TAYSOM ET AL. 2017, S. 237 f.)

#### Zwischenfazit

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass bereits unterschiedliche Ansätze zur Regelung der Schweißtemperatur beim FSW existieren. Diese können nach der Art der Temperaturmessung (mittels Pyrometer, Thermoelementen oder TWT-Methode) oder der Regelung (einfacher Regelkreis mit PI- bzw. PID-Reglern, kaskadierte Leistungs- und Temperaturregelung mit PI- bzw. PID-Reglern oder MPC-Regelung) unterschieden werden.

Ein Aspekt, der in den Vorarbeiten im Bereich der Temperaturregelung beim FSW bisher nicht oder nur unzureichend betrachtet wurde, ist die Übertragbarkeit der Regelungsansätze zwischen unterschiedlichen Schweißaufgaben. Beispielsweise berichteten ROSS & SORENSEN (2011, S. 308), dass eine Neuparametrierung des Reglers beim Einsatz eines anderen Werkzeugs notwendig war. Nachdem der FSW-Markt stetig wächst sowie generell dem Trend der Kundenindividualisierung unterworfen ist und infolgedessen kleine Losgrößen gewählt werden, sind neue Regelungsstrukturen erforderlich (PARRATT & JONATHAN 2019). Diese sollten auch an stark unterschiedlichen Schweißaufgaben eine hohe Regelqualität sicherstellen, ohne dass dazu jeweils aufwendige Vorversuche notwendig sind. In der Raumfahrtindustrie ist dieser Aspekt besonders wichtig, da meist geringe Stückzahlen gefertigt werden und daher flexible Produktionssysteme mit geringem Einrichtaufwand erforderlich sind.

Zudem ist die Schweißtemperaturmessung bei der Regelung an und für sich eine große Herausforderung. Die Positionierung und die Art (Genauigkeitsklasse und Durchmesser) der Thermoelemente beeinflussen das Messergebnis und die Messqualität stark. Der TWT-Ansatz von DE BACKER (2014) und MAGALHÃES (2016) bietet zwar einige Vorteile gegenüber der direkten Temperaturmessung im Werkzeug. Allerdings ist immer noch sensible Elektrik und Elektronik, wie z. B. Schleifringe, notwendig, um ein geeignetes Temperaturmesssignal zu erhalten. Andere Ansätze, mit deren Hilfe die Schweißtemperatur aus Prozessgrößen abgeschätzt werden kann und die an gängigen FSW-Maschinen einfach umsetzbar sind, wurden bisher in der Literatur nicht beschrieben.

### 3.4 Zusammenhang zwischen Prozessparametern und Nahteigenschaften bzw. Defekten

Bereits ZETTLER ET AL. (2010, S. 247 ff.) und ARBEGAST (2008, S. 373) führten die Ursache einer Reihe von charakteristischen Defekten beim FSW auf eine ungeeignete Schweißtemperatur zurück. Im Folgenden werden diese charakteristischen Defekte aufgeführt und erläutert.

#### **Nahtdefekte infolge einer zu heißen Prozessführung**

**Surface galling** tritt auf, wenn sich die Schweißtemperatur zu stark der Solidustemperatur des Werkstoffs annähert. Dabei bilden sich an der Oberfläche Abrieberscheinungen bis hin zu blasenförmigen Merkmalen. Als Ursache hierfür wird eine übermäßige Abscherung des stark erweichten Werkstoffs an der Schweißnahtoberfläche durch die Schulter vermutet. (ARBEGAST 2008, S. 373; ZETTLER ET AL. 2010, S. 247 ff.)

**Gratbildung** (engl.: excessive flash) liegt vor, wenn infolge einer signifikanten Werkstoff-erweichung durch eine zu hohe Schweißtemperatur die Anpresskraft vom Werkstoff in der Prozesszone nicht mehr aufgenommen werden kann. Dadurch wird der erweichte Werkstoff von der Schulter seitlich an die Nahtoberfläche verdrängt, wo sich ein Schweißgrat aufbaut. (ZETTLER ET AL. 2010, S. 249; DIN EN ISO 25239-5, S. 12 f.)

**Nugget-Kollaps** (engl.: nugget collapse) bezeichnet eine charakteristische Ausprägung des Nuggets mit zum Teil fehlender Rekristallisation. Bei sehr hohen Schweißtemperaturen kann eine abnehmende Größe des Nuggets bis hin zu dessen Kollabieren beobachtet werden. ZETTLER ET AL. (2010, S. 251) sehen die Ursache darin, dass bei sehr hohen Schweißtemperaturen bereits lokales Aufschmelzen um den Schweißstift herum auftritt. Dadurch kommt es zu vermehrtem Gleiten an der Stift-Werkstück-Kontaktfläche, wodurch der Werkstoff dort geringfügiger deformiert wird. Infolgedessen tritt weniger dynamische Rekristallisation auf. Im Bereich der Schulter wird der Werkstoff dennoch stark deformiert, sodass der Nahtquerschnitt so erscheint, als wäre das Nugget schulterseitig kollabiert.

#### **Nahtdefekte infolge einer zu kalten Prozessführung**

**Schlauchporen** (engl.: tunnel defect oder wormhole) treten als tunnelförmige Fehlstellen in Erscheinung, die i. d. R. auf der Gleichlaufseite vorliegen und sich bis zum Endloch fortsetzen. Die Ursache ist eine unzureichende Werkstoffplastifizierung. (ARBEGAST 2008, S. 373; ZETTLER ET AL. 2010, S. 256 f.)

Eine **unregelmäßige Oberfläche** (engl.: lack of surface fill) entsteht, wenn aufgrund von zu geringer Werkstoff-erweichung keine ausreichende Komprimierung des Werkstoffs stattfinden kann. Dies äußert sich bspw. durch Oberflächenrisse oder als Vorstufe in einer unregelmäßigen Nahtbreite. (ZETTLER ET AL. 2010, S. 249; DIN EN ISO 25239-5, S. 12 f.)

Eine **ungenügende Werkstoffkonsolidierung** (engl.: lack of consolidation oder scalloping) ist die Folge von zu geringer Erweichung, wodurch der Werkstoff in der Prozesszone nicht mehr ausreichend vermischt werden kann. Das Resultat ist bspw. eine fehlende Verbindung zum Nahtnebenbereich. (ARBEGAST 2008, S. 373)

Bei Schweißversuchen an der Aluminiumlegierung 6061-T6<sup>6</sup> mit einer positionsgeregelten Fräsmaschine und nachgerüsteter Temperaturregelung variierten FEHRENBACHER ET AL. (2014b) sowohl die Schweißtemperatur als auch die Schweißgeschwindigkeit. Dabei wurde eine Abhängigkeit der Zugfestigkeit  $R_m$  der Schweißnaht von der Scherschichttemperatur<sup>7</sup> und der Schweißgeschwindigkeit  $v_s$  beobachtet (FEHRENBACHER ET AL. 2014b, S. 168 ff.). Zudem wurde das temperaturabhängige Auftreten von makroskopischen Defekten, wie bspw. Schlauchporen oder ungenügende Werkstoffkonsolidierung, festgestellt. Die Ergebnisse der Versuche an der Legierung 6061-T6 sind in Abbildung 3.7 dargestellt. Daraus wird ersichtlich, dass sich in Abhängigkeit von der Schweißtemperatur drei Bereiche ergaben: Unterhalb der kritischen Schweißtemperatur  $T_{kritisch}$  traten makroskopische Nahtdefekte auf, welche einen starken Einfluss auf die Zugfestigkeit der Naht haben. Zwischen  $T_{kritisch}$  und der Solidustemperatur des Werkstoffs 6061-T6  $T_{Solidus\ 6061-T6}$  wurden keine makroskopischen Nahtdefekte beobachtet und die Schweißtemperatur hatte in diesem Bereich kaum Einfluss auf die Nahtfestigkeit. Oberhalb von  $T_{Solidus\ 6061-T6}$  lagen keine Festigkeitsdaten vor.

Zudem wurden Versuche an der naturharten Legierung 5083-H111<sup>8</sup> mit unterschiedlichen Aufspannplatten durchgeführt. Auch hierbei wurde eine Abhängigkeit der Festigkeit von der Schweißtemperatur beobachtet (FEHRENBACHER ET AL. 2014b, S. 174). Ob es sich bei der Schweißtemperatur um den einzigen signifikanten Prozessparameter handelt bzw. ob von der Drehzahl ein weiterer Einfluss auf die Festigkeit ausgeht, wurde nicht näher untersucht. Außerdem wurden die metallphysikalischen Ursachen für die Schwankung der Festigkeit nicht näher betrachtet.

Eine ähnliche Untersuchung an der Legierung 7075<sup>9</sup> wurde von DA SILVA ET AL. (2015) durchgeführt. Dabei wurde die auf dem TWT von DE BACKER (2014) basierende Temperaturregelung eingesetzt, um Proben im Überlappstoß mit unterschiedlichen Aufspannplatten zu schweißen. Durch die Variation des Werkstoffs der Aufspannplatte konnten unterschiedliche Abkühlraten erzielt werden. Zusätzlich wurde mit aktivierter und deaktivierter Temperaturregelung sowie unterschiedlicher Schweißtemperatur geschweißt (DA SILVA ET AL. 2015, S. 4 ff.). Die besten Ergebnisse bezüglich der Nahtfestigkeit wurden dabei mit aktivierter Temperaturregelung erzielt (DA SILVA ET AL. 2015, S. 10).

---

<sup>6</sup> Ob es sich hierbei um die Legierung nach europäischer Norm handelt, wurde nicht angegeben.

<sup>7</sup> Entspricht der Schweißtemperatur nach der Definition dieser Arbeit (vgl. Abschnitt 3.2, S. 31)

<sup>8</sup> s. Fußnote Nr. 6, S. 53

<sup>9</sup> Es wurden keine genaueren Angaben zur Norm oder zum Legierungszustand gemacht.

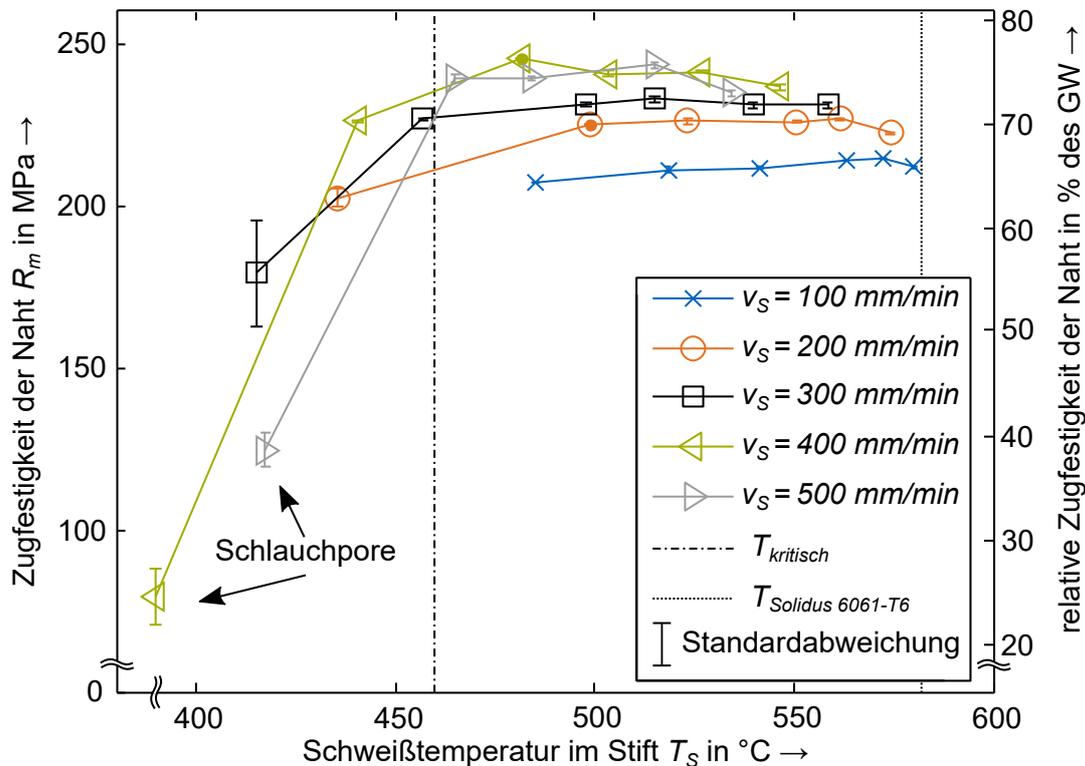


Abbildung 3.7: Nahtfestigkeit in Abhängigkeit von der Schweißtemperatur und der Schweißgeschwindigkeit (in Anlehnung an FEHRENBACHER ET AL. 2014b, S. 172)

Der Einfluss der Temperaturregelung auf die für die Raumfahrtindustrie besonders relevanten Al-Cu-Legierungen der 2000er-Gruppe wurde bislang jedoch nicht untersucht. Allerdings gab es mehrere Forschungsaktivitäten, welche auf die Beschreibung der Wirkzusammenhänge beim drehzahlgeregelten FSW von 2000er-Legierungen abzielten. KAHNERT ET AL. (2012) verglichen das FSW mit dem WIG am Beispiel der Legierung EN AW-2219-T87, welche üblicherweise für Kryogentanks in der Raumfahrttechnik verwendet wird. Im Vergleich zum WIG konnten mittels FSW höhere Nahtfestigkeiten erzielt werden, auch wenn die Festigkeit des Grundwerkstoffs nicht erreicht wurde (KAHNERT ET AL. 2012, S. 7).

DOUDE ET AL. (2015) führten ebenfalls Schweißversuche an EN AW-2219-T87 durch und variierten dabei systematisch die Drehzahl. Anschließend wurde die Zugfestigkeit ermittelt, wobei eine schwankende Nahtfestigkeit in Abhängigkeit von der Drehzahl beobachtet wurde (DOUDE ET AL. 2015, S. 193). Diesen Umstand erklärten DOUDE ET AL. (2015, S. 195) sowohl mit dem Auftreten von Nahtdefekten in der Naht bei einzelnen Schweißparametern (Schlauchporen) als auch mit metallphysikalischen Vorgängen im Werkstoff der FSW-Naht. Bei EN AW-2219-T87 handelt es sich um eine aushärtbare Legierung, deren Eigenschaften hauptsächlich von Kupferausscheidungen bestimmt

werden (HATCH 1984, S. 47; OSTERMANN 2014, S. 119 ff.). Daher ist davon auszugehen, dass während und unmittelbar nach dem FSW metallphysikalische Vorgänge ablaufen, die zu einer Änderung des Ausscheidungszustands führen. Nach HATCH (1984, S. 47) lässt sich der Auslagerungsprozess im Al-Cu-System folgendermaßen beschreiben:

Übersättigter  $\alpha$ -Mischkristall  $\rightarrow$  kohärente, plattenförmige Guinier-Preston-Zonen  $\rightarrow$  kohärente, plattenförmige  $\theta''$ -Phase  $\rightarrow$  semi-kohärente plattenförmige  $\theta'$ -Phase  $\rightarrow$  inkohärente, plattenförmige  $\theta$ -Phase ( $\text{Al}_2\text{Cu}$ )

Laut CAO & KOU (2005, S. 7) und CHEN ET AL. (2009, S. 480) kommt es in FSW-Nähten sowohl zur Bildung von großen  $\theta$ -Ausscheidungen als auch zu einer Lösung von Cu in der Aluminium-Matrix und somit zur Bildung eines übersättigten  $\alpha$ -Mischkristalls. ARORA ET AL. (2010, S. 753) und SCHNEIDER ET AL. (2013, S. 18) konnten diese Beobachtung bestätigen. Demzufolge laufen während und nach dem FSW Lösungsvorgänge und fortschreitende Ausscheidungsprozesse bzw. Überalterung ab, was meist zu einer Festigkeitsreduktion führt. Bei diesen Prozessen handelt es sich um temperatur- und zeitgesteuerte Vorgänge. Somit stellt sich die Frage, ob diese durch eine geeignete Regelung der Schweißtemperatur beim FSW gezielt beeinflusst werden können, sodass sich definierte und gleichbleibende Nahteigenschaften ergeben.

#### Zwischenfazit

Die wissenschaftlichen Vorarbeiten von ZETTLER ET AL. (2010), FEHRENBACHER ET AL. (2014b) und DA SILVA ET AL. (2015) bilden eine wichtige Grundlage für diese Arbeit und motivieren den Einsatz der Temperaturregelung. Als noch offene Punkte sind anzuführen, dass erstens der Einfluss der Schweißtemperatur auf die Nahtfestigkeit der für die Raumfahrttechnik relevanten 2000er-Aluminiumlegierungen bisher nicht untersucht wurde; zweitens wurde die Übertragbarkeit<sup>10</sup> der Schweißtemperatur zwischen unterschiedlichen Schweißaufgaben noch nicht nachgewiesen. Bisher wurden alle Schweißversuche mit einem Werkzeug an definierten Proben durchgeführt. Dabei stellte sich eine bestimmte Schweißtemperatur und Drehzahl ein. Die Drehzahl ist zwar für die Erzeugung der zum FSW erforderlichen Wärme verantwortlich, allerdings stellt sie laut ROTH (2016, S. 80) auch den Werkstofftransport um den Schweißstift herum sicher.

---

<sup>10</sup> Ein übertragbarer Prozessparameter muss zwar bei einem Werkstoff- bzw. Legierungswechsel angepasst werden, aber nicht, wenn sich andere Randbedingungen der Schweißaufgabe ändern.

Bisher ließ sich nicht klären, ob sich bei gleicher Schweißtemperatur, aber unterschiedlichen Drehzahlen auch dieselbe Nahtfestigkeit einstellt. Sofern dies nachgewiesen wird, kann die Schweißtemperatur als übertragbarer<sup>10</sup> Prozessparameter angesehen werden, der hinsichtlich der Nahtfestigkeit ein definiertes Prozessergebnis gewährleistet. Dies ist für den Prozessparameter Drehzahl nicht der Fall. Die Drehzahl muss in Abhängigkeit von der Werkzeuggeometrie angepasst werden, um ein äquivalentes Schweißergebnis zu erhalten. Auf Basis weiterer Messungen der Schweißtemperatur beim FSW gilt es außerdem, die zugrunde liegenden metallphysikalischen Wirkzusammenhänge näher zu beleuchten.

#### 3.5 Fazit

Zusammenfassend geht aus den Betrachtungen zum Stand von Forschung und Technik hervor, dass die Regelung der Schweißtemperatur ein vielversprechender Ansatz ist, um definierte und gleichbleibende Nahteigenschaften beim FSW sicherzustellen. Dies ist besonders bei Anwendungen mit hohen Anforderungen an die Nahtqualität relevant. Allerdings gibt es Aspekte, die bisher nicht hinreichend betrachtet wurden:

- Geeignete Konzepte zur Verbesserung der Übertragbarkeit der Temperaturregelung bei unterschiedlichen Schweißaufgaben fehlen.
- Die Wirkzusammenhänge zwischen den Prozessparametern beim temperaturgeregelten FSW und den Nahteigenschaften sind bei hochfesten Aluminiumlegierungen unbekannt.
- Alternativen zur direkten Messung der Schweißtemperatur mittels Thermoelementen wurden bisher unzureichend untersucht. Existierende Ansätze erfordern daher i. d. R. aufwendige und kostenintensive Messtechnik.

Im folgenden Kapitel werden die offenen Punkte des Stands von Forschung und Technik aufgegriffen und der Handlungsbedarf im Kontext der übergeordneten Zielsetzung dieser Arbeit abgeleitet.

## **4 Wissenschaftliche Problemstellung und Lösungsweg**

### **4.1 Allgemeines**

Bei dieser Arbeit handelt es sich um eine publikationsbasierte Dissertation, wobei die Inhalte in vier Publikationen abgehandelt wurden. Dieses Kapitel dient dazu, die übergeordnete wissenschaftliche Problemstellung und den gewählten Lösungsweg darzustellen. Daher werden zunächst ausgehend vom Stand der Technik und Forschung (vgl. Kapitel 3) der Handlungsbedarf anhand von Handlungsfeldern (HF) sowie die Zielsetzung mit den dazugehörigen Teilzielen (TZ) (vgl. Abschnitt 4.2) abgeleitet. Anschließend wird der Lösungsweg mit den Lösungsbausteinen (LB) skizziert (vgl. Abschnitt 4.3). Den Abschluss dieses Kapitels bildet Abschnitt 4.4, in dem die Publikationen den LB zugeordnet und die individuellen Beiträge des Autors dargestellt werden.

### **4.2 Handlungsbedarf und Teilziele**

Das übergeordnete Ziel dieser Dissertation ist es, beim FSW definierte und gleichbleibende Nahtigenschaften sicherstellen zu können. Das ist insbesondere für die Raumfahrttechnik von großem Interesse. Der grundlegende Lösungsansatz zur Erreichung dieses Ziels besteht in der Regelung der Schweißtemperatur. Die wesentlichen Anforderungen der Raumfahrtindustrie sind folgende:

- Eine hohe statische Nahtfestigkeit ist essenziell, da die durch die Schweißverbindungen verbundenen Massen hohen Beschleunigungen beim Start einer Rakete ausgesetzt sind.
- Es werden meist vergleichsweise geringe Stückzahlen einer Komponente gefertigt, sodass flexible Produktionssysteme erforderlich sind.
- In der Raumfahrtindustrie gelten höchste Qualitätsanforderungen, da der Ausfall einer Raketenkomponente schwerwiegende Folgen haben kann.

Trotz der diversen Vorarbeiten zur Regelung der Temperatur beim FSW existieren im Kontext der Zielsetzung dieser Arbeit noch folgende HF:

- HF 1** Beim Einsatz konventioneller Regelungsstrategien erfordern unterschiedliche Schweißaufgaben eine Anpassung der Reglerparameter, um eine gleichbleibende Regelqualität sicherzustellen. Bei der Parametrierung des Reglers wird i. d. R. auf experimentelle Daten zurückgegriffen. Das bedeutet, dass zusätzliche Schweißversuche notwendig sind, um die Reglerparametrierung durchzuführen. Dies ist insbesondere bei geringen Stückzahlen und hohen Bauteilkosten unwirtschaftlich.
- HF 2** Bisher wurde die Übertragbarkeit<sup>1</sup> der Schweißtemperatur als Prozessparameter noch nicht nachgewiesen. Ob sich bei gleicher Schweißtemperatur, aber bspw. unterschiedlicher Größe eines FSW-Werkzeugs die gleichen Nahtfestigkeiten ergeben, wurde bisher noch nicht untersucht. Eine solche Betrachtung könnte zudem zeigen, ob primär die Schweißtemperatur oder die Drehzahl das Schweißergebnis bestimmen. Des Weiteren sind die Wirkzusammenhänge zwischen den Prozessparametern und den makroskopischen Nahteigenschaften von 2000er-Legierungen beim temperaturgeregelten FSW noch unbekannt.
- HF 3** Die Ursachen für die Wechselwirkungen zwischen Prozessparametern und Nahtfestigkeiten sind bisher nur für das drehzahlgeregelte FSW untersucht worden. Dort legen die Ergebnisse nahe, dass mit einer Temperaturregelung bestimmte metallphysikalische Vorgänge gezielt beeinflusst werden können. Um die Brücke zwischen makroskopischen Nahteigenschaften und deren Ursachen auf der Mikro- bzw. Nanoskala zu schlagen, muss eine geeignete Messmethode eingesetzt werden. Damit sollen Effekte, die auf der Nanoskala auftreten, auf der Makroskala sichtbar gemacht werden. Das grundlegende Verständnis der Wirkzusammenhänge ist insbesondere in der Raumfahrttechnik unabdingbar, um das Vertrauen der Konstruierenden in das temperaturgeregelte FSW zu stärken und in der Folge die Prüfaufwände zu reduzieren.
- HF 4** LONGHURST ET AL. (2010) und ROTH (2016) postulierten, dass beim FSW ein Zusammenhang zwischen der Schweißtemperatur und dem Prozessmoment besteht. Ob dieser Zusammenhang mathematisch so beschrieben werden kann, dass er sich für eine indirekte Regelung der Schweißtemperatur über das Prozessmoment eignet, wurde noch nicht untersucht. Der große Vorteil dieses Ansatzes wäre, keine zusätzlichen Messgeräte verwenden zu müssen. Das Prozessmoment könnte, wie von DAVIS ET AL. (2011) vorgeschlagen, aus der von der Spindel aufgenommenen Motorleistung berechnet werden und wäre somit

---

<sup>1</sup> s. Fußnote Nr. 10, S. 55

an den meisten existierenden FSW-Anlagen ohne großen Umbau nutzbar, da in den numerischen Steuerungen ein dazu proportionales Spannungssignal vorliegt.

Aus den HF lassen sich folgende TZ ableiten, welche im Rahmen dieser Dissertation erreicht werden sollen:

- TZ 1** Es soll eine geeignete Regelungsstruktur bereitgestellt werden, mit deren Hilfe der Gültigkeitsbereich der Temperaturregelung erweitert werden kann. Konkret ist dann keine experimentelle Parametrierung der Temperaturregelung bei unterschiedlichen Schweißaufgaben mehr nötig, während eine gleichbleibende Regelqualität sichergestellt wird. Damit wird die Flexibilität der Temperaturregelung verbessert.
- TZ 2** Die Wirkzusammenhänge zwischen den beiden Prozessparametern *Schweißtemperatur* und *Schweißgeschwindigkeit* sowie der Zielgröße *Nahtfestigkeit* sollen bekannt sein. Zudem soll dann geklärt sein, ob die Schweißtemperatur ein übertragbarer<sup>2</sup> Prozessparameter ist und welche Rolle die Drehzahl beim temperaturgeregelten FSW spielt.
- TZ 3** Die zugrunde liegenden metallphysikalischen Effekte beim temperaturgeregelten FSW von 2000er-Legierungen sollen transparent sein. Dabei gilt es, die makroskopischen Eigenschaften mit deren mikroskopischen Ursachen zu verknüpfen. Dadurch soll ein fundiertes Verständnis der Wirkzusammenhänge zwischen Prozessparametern und Nahteigenschaften beim temperaturgeregelten FSW geschaffen werden.
- TZ 4** Der Funktionsnachweis einer prozessmomentbasierten Temperaturregelung soll erbracht werden. Zudem soll die Abweichung zwischen aus dem Prozessmoment berechneter Schweißtemperatur und tatsächlicher (mit Thermoelement gemessener) Schweißtemperatur bekannt sein. Somit ist dann die Genauigkeit, welche die prozessmomentbasierte Temperaturregelung ermöglicht, bestimmt.

---

<sup>2</sup> s. Fußnote Nr. 10, S. 55

### 4.3 Lösungsweg

Entsprechend den vier TZ gliedert sich der Lösungsweg dieser Arbeit in vier LB. Der Lösungsweg mit den einzelnen LB ist in Abbildung 4.1 dargestellt. Grundsätzlich kam ein exploratives experimentelles Vorgehen zum Einsatz, sodass die einzelnen HF bzw. TZ sequenziell abgehandelt wurden. Der weitere Text orientiert sich an dieser sequenziellen Vorgehensweise.

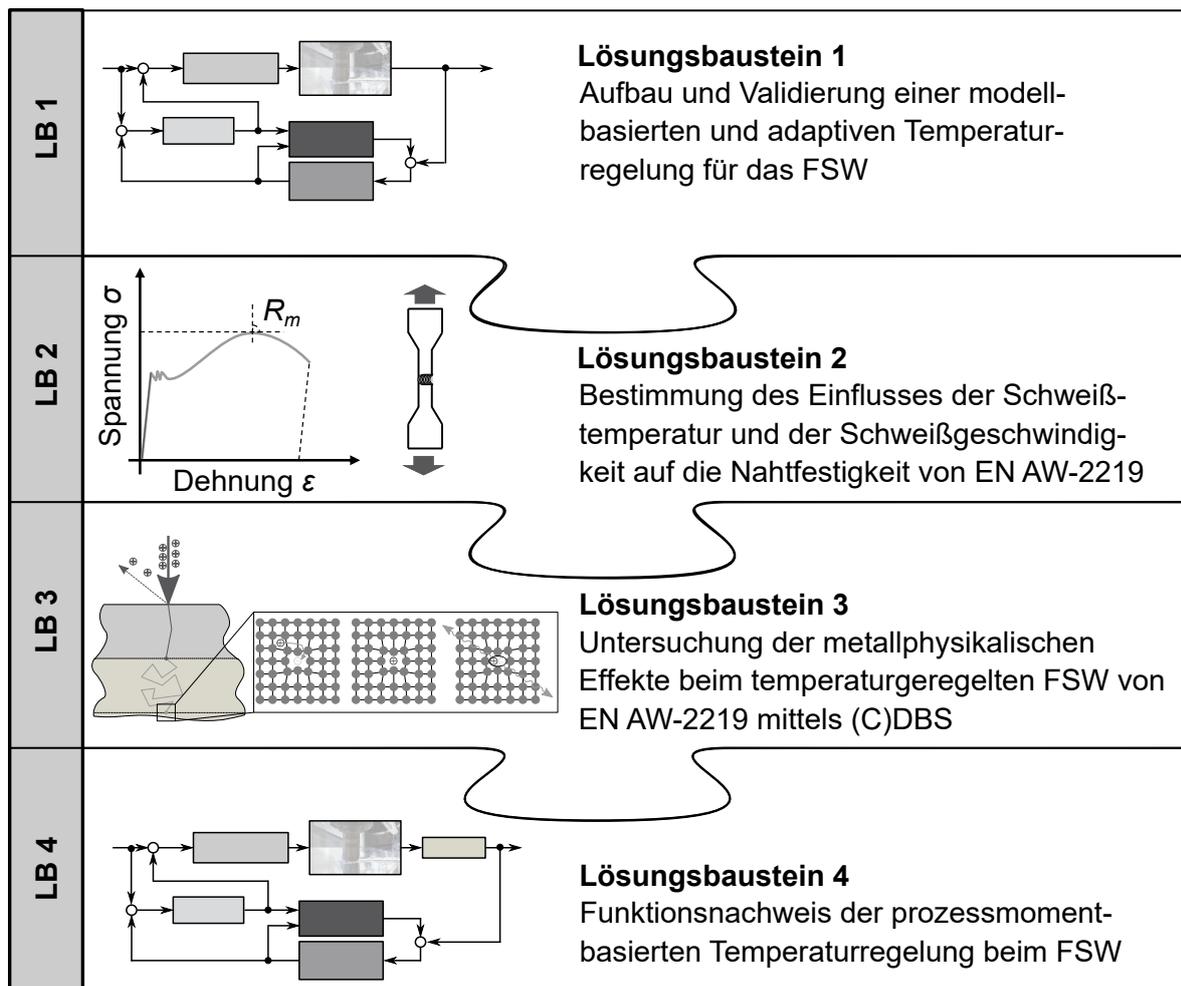


Abbildung 4.1: Lösungsweg anhand der vier Lösungsbausteine

**LB 1** Eine Regulationsstruktur zur Verbesserung der Übertragbarkeit der Temperaturregelung für das FSW wurde entwickelt und mit den Regulationsstrukturen gemäß dem Stand der Technik verglichen. Die Regulationsstruktur beruht auf einem Modell zur Berücksichtigung bekannter Größen und auf einem adaptiven Re-

gelungsgesetz, welches an die  $\mathcal{L}1$ -Adaptive-Control-Struktur angelehnt ist. Die Kombination dieser beiden Ansätze stellt eine Neuerung dar, mit deren Hilfe die Regelqualität deutlich verbessert werden konnte.

- LB 2** Die in LB 1 entwickelte Temperaturregelung wurde für Prozessuntersuchungen genutzt. Dabei wurden Schweißversuche an einer 2000er-Aluminiumlegierung durchgeführt, wobei sowohl die Schweißtemperatur als auch die Schweißgeschwindigkeit systematisch variiert wurden. Anschließend wurden Zugproben aus den Nähten entnommen und deren Festigkeit in statischen Zugversuchen bestimmt. Abschließend wurden die Wechselwirkungen zwischen Prozessparametern und Nahtfestigkeit beschrieben.
- LB 3** Die Ursachen für die makroskopischen Nahteigenschaften, welche in LB 2 beobachtet wurden, wurden in LB 3 mithilfe der DBS und CDBS (vgl. Abschnitt 2.5.2 und Abschnitt 2.5.3) tiefergehend untersucht. Diese Methoden ermöglichten es, Informationen über Gitterdefekte und Ausscheidungen innerhalb des Nahtquerschnitts zu gewinnen.
- LB 4** Abschließend wurde nachgewiesen, dass die Regelung der Schweißtemperatur über das Prozessmoment prinzipiell möglich ist. Hierfür kam ein Modell zum Einsatz, welches den Zusammenhang zwischen Prozessmoment und Schweißtemperatur mathematisch beschreibt. Somit ist keine direkte Messung der Schweißtemperatur mehr erforderlich.

Jeder der vier LB wurde in je einer Publikation (I – IV) abgehandelt. In den Kapiteln 6 bis 9 werden Kurzfassungen und wesentliche Schlussfolgerungen bzw. Erkenntnisse der einzelnen Publikationen wiedergegeben.

## 4.4 Individuelle Beiträge des Autors

Die einzelnen Publikationen, welche dieser Arbeit zugrunde liegen, sind in Zusammenarbeit mit anderen Wissenschaftlern und Wissenschaftlerinnen entstanden. In Bezug auf die Zielstellung dieser Arbeit sind vier Publikationen von Relevanz, bei deren Erstellung der Autor dieser Arbeit jeweils federführend war. Abbildung 4.2 fasst die Leistungsbeiträge aller Autoren zu den für diese Dissertation relevanten Publikationen zusammen und verdeutlicht den individuellen Leistungsbeitrag des Hauptautors. Die Beiträge der einzelnen Autoren in Abbildung 4.2 sind die Summe aus der Konzeption, der Durchführung von theoretischen und experimentellen Arbeiten (Erarbeitung der Inhalte) sowie der Ausarbeitung der einzelnen Publikationen.

## 4 Wissenschaftliche Problemstellung und Lösungsweg

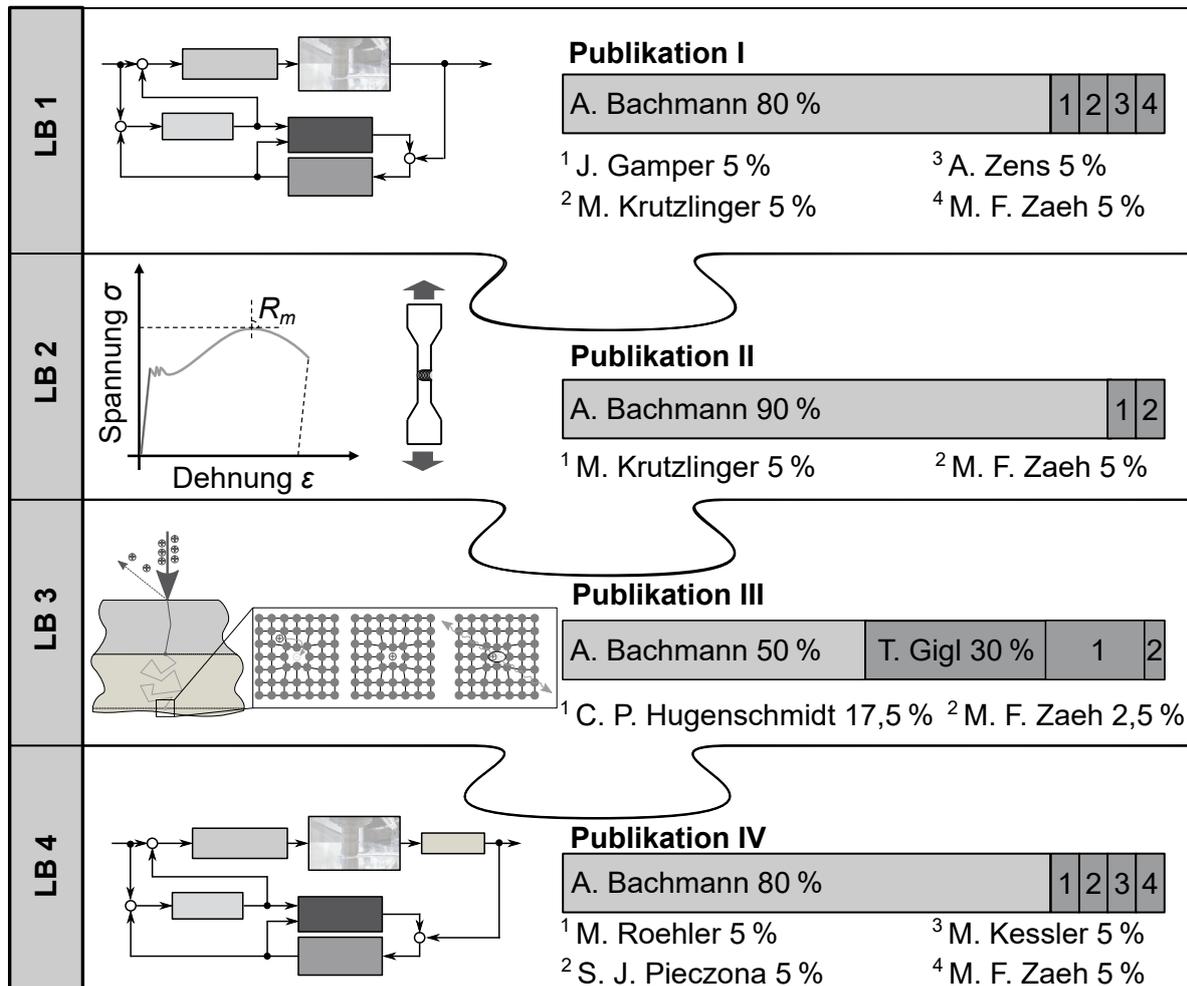


Abbildung 4.2: Prozentuale Anteile der einzelnen Autoren an der inhaltlichen und formalen Erstellung der dieser Dissertation zugrunde liegenden Publikationen

Zur Ausführung der beschriebenen Arbeitsinhalte wurde eine Versuchsanlage für das temperaturgeregelte FSW befähigt und ein experimenteller Aufbau für die Positronenspektroskopie genutzt. In Kapitel 5 werden sowohl die Versuchsanlage als auch der Aufbau für die Positronenspektroskopie vorgestellt. Zudem werden die verwendeten Werkzeuge und die betrachteten Werkstoffe beschrieben.

## 5 Experimenteller Aufbau

### 5.1 Versuchsanlage und Schweißtemperaturmessung

Die Versuchsanlage, welche im Rahmen dieser Arbeit eingesetzt wurde, bestand aus einem Schwerlast-Industrieroboter des Typs KR500-MT der Kuka Roboter GmbH, einer Spindel mit Asynchronmotor des Typs RS XXXX000-0784 der CyTec Zylindertechnik GmbH, einem Schweißstisch zur Befestigung der Spannvorrichtung sowie einer Einheit zur Messung der Anpresskraft (s. Abbildung 5.1). Diese Messeinheit bestand aus drei Scherkraftsensoren des Typs SK1.2 der HKM Messtechnik GmbH, die so verschaltet waren, dass Kippmomente und Querkräfte keine Verfälschung des Messsignals verursachten. Die Messeinheit sendete ein analoges Spannungssignal für die Anpresskraft zur Robotersteuerung des Typs KRC 2 der Kuka Roboter GmbH. In dieser war die Anpresskraftregelung integriert. Eine Kalibrierung der Anpresskraft wurde in Vorversuchen mithilfe einer Kraftmessplattform des Typs 9257A der Kistler Instrumente GmbH durchgeführt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Versuchsanlage mit einem Echtzeitsystem des Typs MicroLabBox der dSPACE GmbH ausgestattet (s. Abbildung 5.1). Dieses verfügte über mehrere analoge und digitale Ein- sowie Ausgangsschnittstellen. Damit wurden das Temperatursignal aus dem Messwerkzeug, das Spindelmoment und die Ist-Drehzahl aus dem Motorregler sowie die Anpresskraft über eine Parallelschaltung an der Robotersteuerung erfasst. Zudem wurde über einen analogen Ausgang die Soll-Drehzahl des Spindelmotors gestellt. Auf dem Echtzeitsystem wurden der Algorithmus zur Temperaturregelung sowie das Modell zur Bestimmung der Schweißtemperatur aus dem Prozessmoment implementiert. Die Programmierung erfolgte über die Software MATLAB Simulink von The MathWorks Inc. mittels eines Host-PCs, welcher über eine Gigabit-Ethernetverbindung mit dem Echtzeitsystem verbunden war.

Das Werkzeug und die Signalverarbeitungseinheit zur Messung der Schweißtemperatur wurden in Vorarbeiten aufgebaut. Die FSW-Werkzeuge wurden hierfür mit Typ-K-Thermoelementen (TE) im Schweißstift und der Schulter ausgestattet. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ausschließlich auf das Messsignal aus dem Stift zurückgegriffen, da dieses

eine höhere Messdynamik als jenes in der Schulter aufwies. An den Werkzeughalter für das FSW-Werkzeug wurde eine zusätzliche Signalverarbeitungseinheit angebracht, welche das analoge Messsignal der TE digitalisierte und mittels Wireless Local Area Network (WLAN) an einen Empfänger sendete, der mit dem Echtzeitsystem verbunden war. Eine detaillierte Beschreibung der Temperaturmeseinheit mitsamt Werkzeug ist in COSTANZI ET AL. (2017) zu finden.

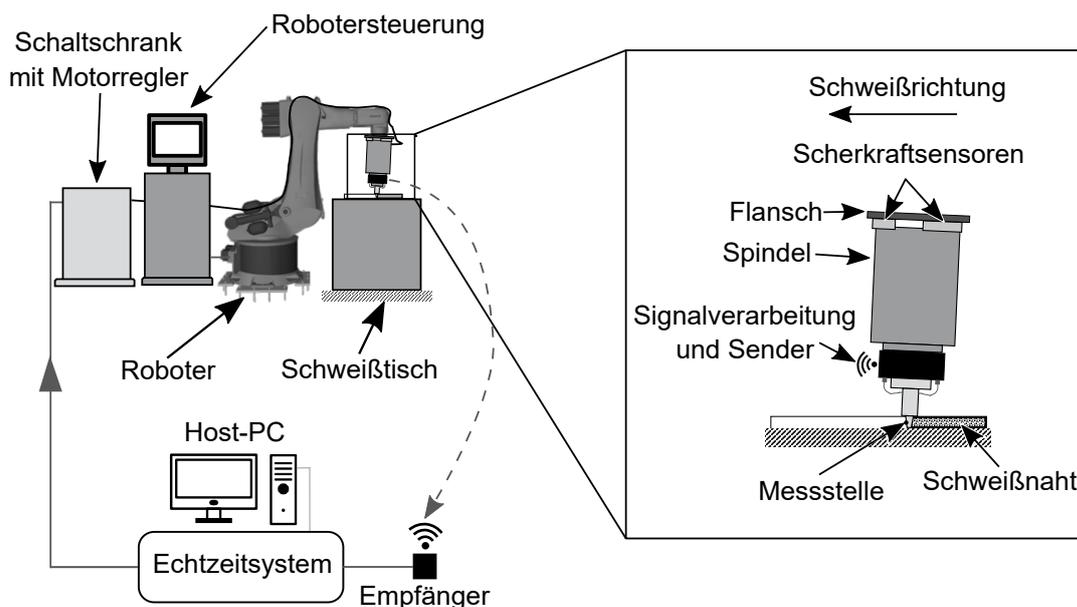


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung der Versuchsanlage mit Echtzeitsystem und Host-PC

### 5.2 Rührreib-Schweißwerkzeuge

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen wurden standardmäßig zweiteilige Werkzeuge verwendet (s. Abbildung 5.2). Dies hatte den Vorteil, dass die Schweißstiftlänge, mit welcher die Einschweißtiefe gesteuert wird, flexibel einstellbar war. Der Schweißstift wurde über ein Flächenspannfutter und zwei Gewindestifte fixiert, sodass ein Verdrehen ausgeschlossen werden konnte. Zusätzlich wurde der Schweißstift in der Schulter mit einem Gewindestift und einer Kontermutter von hinten befestigt, sodass die hohen Axialkräfte den Stift nicht in die Schulter schieben konnten. Des Weiteren besaßen alle in dieser Arbeit verwendeten Schweißstifte drei Abflachungen und ein Rechtsgewinde mit der Steigung und Tiefe eines M6-Gewindes. Da sich die Spindel entgegen dem Uhrzeigersinn drehte, entstand ein Werkstofftransport in Richtung der Aufspannplatte und somit eine zusätzliche Werkstoffverdichtung. Die Schulter wies stirnseitig eine konkave Kavität auf. Zur Klassifizierung der Werkzeuge dienten der Außenradius der

Schulter  $r_S$ , der Radius an der Spitze des Schweißstifts  $r_P$ , der Öffnungswinkel des konischen Stifts  $\alpha$  sowie die effektive Schweißstiftlänge  $h_P$ , die vom Rand der Schulter aus gemessen wurde. Die geometrischen Abmessungen der verwendeten Werkzeuge sind in den jeweiligen Publikationen spezifiziert.

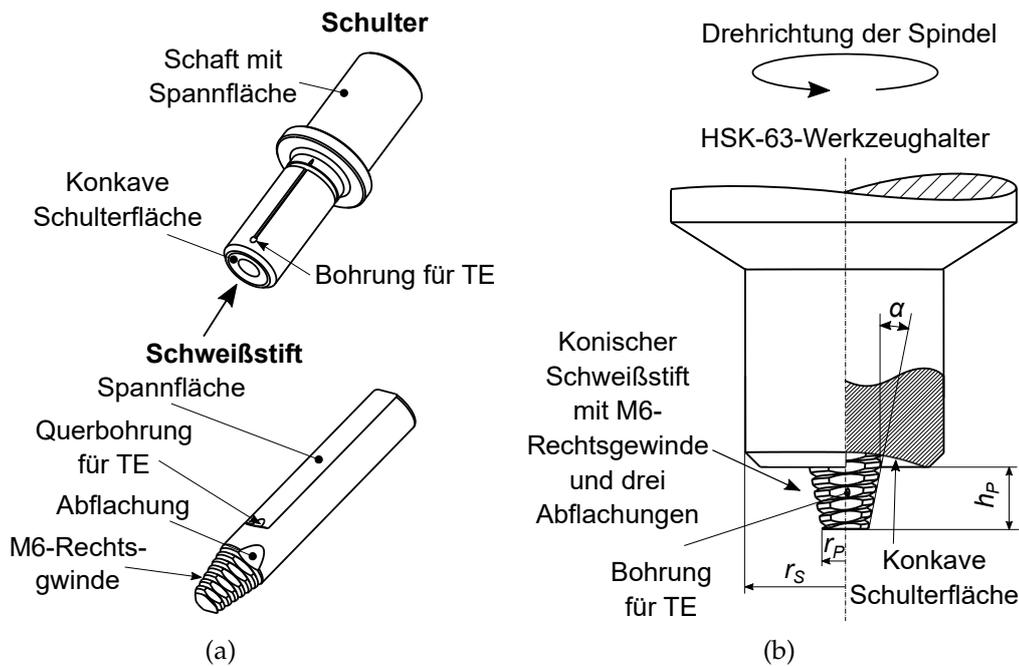


Abbildung 5.2: a) FSW-Werkzeug in zweiteiliger Ausführung; b) wichtige geometrische Größen des Werkzeugs in montierter Form

### 5.3 Versuchsaufbau für die Positronenspektroskopie

Die Doppler-Spektroskopie (DBS) und die Koinzidenzmessung (CDBS) wurden im Rahmen dieser Dissertation mithilfe der zum Zeitpunkt der Untersuchungen weltweit intensivsten Positronenquelle *NEPOMUC* (NEutron induced POsitron source MUniCh) an der Forschungs-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz (FRM II) der Technischen Universität München durchgeführt. Der Versuchsaufbau und die Charakteristika des Positronenstrahls sind ausführlich von GIGL ET AL. (2017) und HUGENSCHMIDT & PIOCHACZ (2015) beschrieben worden. Das Energieband für die Ermittlung des S-Parameters  $A_S$  entsprach bei allen Versuchen dieser Arbeit  $511 \pm 0,84$  keV. Die Positronen wurden dabei mit 30 keV beschleunigt.

### 5.4 Betrachtete Werkstoffe

Im Rahmen der Arbeit wurden zwei Aluminiumlegierungen untersucht, um die Übertragbarkeit der Temperaturregelung von einer Legierung auf eine andere zu demonstrieren. Für die Publikationen I und IV wurde die Aluminiumlegierung EN AW-6082-T651 (chemische Bezeichnung AlSi1MgMn) verwendet. Hierbei handelt es sich um eine aushärtbare hochfeste Aluminiumlegierung, welche in verschiedenen Industriezweigen Anwendung findet (OSTERMANN 2014, S. 124 ff.). Diese Legierung wurde ausgewählt, weil sie aufgrund der vielfältigen Einsatzgebiete technisch sehr relevant ist. Zudem handelt es sich um einen Werkstoff, bei dem die Vorzüge des FSW hervorragend zum Tragen kommen. EN AW-6082-T651 ist eine Legierung, die mittels Schmelzschiessen nur mit hohem Aufwand (z. B. Vorwärmen oder Einsatz geeigneter Zusatzwerkstoffe) gefügt werden kann, da sie zur Rissbildung neigt (OSTERMANN 2014, S. 603).

Bei der zweiten hochfesten Legierung, die in dieser Arbeit betrachtet wurde (vgl. Publikationen II und III), handelt es sich um EN AW-2219-T87. Dieser Werkstoff mit der chemischen Bezeichnung AlCu6Mn wurde ausgewählt, da er laut KAHNERT ET AL. (2012, S. 1 ff.) typischerweise in der Raumfahrttechnik zum Einsatz kommt (z. B. bei geschmiedeten Ringen in der Ober- und Unterstufe der Rakete Ariane 5 oder bei Kryogentanks für den Treibstoff). Eine hohe Nahtfestigkeit ist bei diesen Anwendungen besonders wichtig, um dünne Wandstärken realisieren zu können und somit die Leermasse der Rakete zu reduzieren.

Die wesentlichen physikalischen Eigenschaften der beiden Werkstoffe sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

	Dichte $\rho$ kg/m <sup>3</sup>	0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$ MPa	Zugfestigkeit $R_m$ MPa	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ $\frac{W}{m \cdot K}$
EN AW-6082-T651	2700	240	270	170 – 220
EN AW-2219-T87	2840	393	476	121

Tabelle 5.1: Wesentliche physikalische Eigenschaften (Stoffkonstanten mit physikalischen Einheiten) der beiden Versuchswerkstoffe (MatWeb 2019a; MATWEB 2019b)

## **6 Publikation I: Die modellbasierte adaptive Temperaturregelung beim Rührreischweißen nach BACHMANN ET AL. (2017)**

### **6.1 Kurzfassung**

In Rahmen der ersten für diese kumulative Dissertation herangezogenen Publikation wurde ein neuartiger modellbasierter adaptiver Ansatz für die Temperaturregelung beim FSW entwickelt. Der Ausgangspunkt war eine theoretische und experimentelle Systemanalyse (Grey-Box-Ansatz). Auf deren Basis wurde ein semi-analytisches Prozessmodell aufgestellt, welches die Wärmeströme beim FSW abbildet. Als Wärmequelle wurde eine Flächenwärmequelle eingesetzt, wobei der zugeführte Wärmestrom der vom Werkzeug verrichteten Leistung entspricht. Letztere wurde anhand des Produkts aus Winkelgeschwindigkeit und Prozessmoment berechnet. Das Prozessmoment entsteht wiederum als Folge von Coulombscher Reibung und Scherreibung an der WWK. Um dies im Modell zu berücksichtigen, wurde ein Kontaktgesetz nach Shaw integriert.

Das semi-analytische Prozessmodell wurde nach der experimentellen Kalibrierung anhand weiterer Versuche mit einer unterschiedlichen Werkzeuggeometrie validiert. Dabei wurde auch die Übertragbarkeit auf andere Werkzeuggeometrien nachgewiesen.

In der Folge wurde das Prozessmodell dazu verwendet, eine Linearisierung des Regelgesetzes herzuleiten. Zudem diente das Modell dazu, den Regelungsalgorithmus simulativ zu parametrieren. Der Regelungsalgorithmus selbst ist an die  $\mathcal{L}1$ -Adaptive-Control-Struktur angelehnt. Die Regelung wurde als Gesamtes auf dem Echtzeitsystem implementiert und anhand von Schweißversuchen validiert. Dabei konnte gezeigt werden, dass sowohl die Linearisierung als auch die  $\mathcal{L}1$ -Adaptive-Control-Struktur dazu beitragen, die Übertragbarkeit der Temperaturregelung zu verbessern. Konkret konnte anhand von Sprungversuchen eine bessere Regelqualität im Vergleich zu konventionellen Reglern nachgewiesen werden. Zudem wurde die Übertragbarkeit des Reglers durch das Fügen einer Aluminium-Kupfer-Mischverbindung nachgewiesen.

## 6.2 Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und Leistungsbeiträge des Hauptautors

Die wichtigsten Schlussfolgerungen (SF) aus BACHMANN ET AL. (2017) lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- SF 1 Die vorgeschlagene Regelungsstruktur mit dem semi-analytischen Modellierungsansatz ermöglicht eine effiziente Anpassung der Temperaturregelung für unterschiedliche Werkzeuggeometrien, da diese im Regelungsalgorithmus berücksichtigt wurden. Damit wird ein wesentlicher Beitrag zur Flexibilisierung von Produktionssystemen für das FSW geleistet, da für unterschiedliche Schweißaufgaben geeignete Werkzeuge verwendet werden können.
- SF 2 Mithilfe der vorgeschlagenen Regelungsstruktur kann ein gleichbleibendes Regelverhalten in einem breiten Temperaturbereich sichergestellt werden. Auch dies trägt zu einer Flexibilisierung der Produktion bei und gewährleistet gleichzeitig eine gleichbleibende Nahtqualität.
- SF 3 Die Anwendbarkeit der Temperaturregelung auf eine Aluminium-Kupfer-Mischverbindung wurde demonstriert. Damit konnte nachgewiesen werden, dass der Regelungsansatz auch für variierende thermische Randbedingungen geeignet ist.

Tabelle 6.1 listet die Leistungsbeiträge des Autors dieser Dissertation an der Publikation I auf.

	Konzeption	Erarbeitung der Inhalte	Ausarbeitung	Summe
A. Bachmann	95 %	65 %	80 %	80 %

Tabelle 6.1: Prozentuale Anteile des Autors an der Konzeption, der Erarbeitung der Inhalte und der Ausarbeitung der Publikation I

## **7 Publikation II: Einfluss der Schweißtemperatur auf die Nahteigenschaften von EN AW-2219-T87 nach BACHMANN ET AL. (2018a)**

### **7.1 Kurzfassung**

Das System zur Regelung der Temperatur aus Kapitel 6 (Publikation I) wurde im Rahmen dieser Publikation zum FSW von EN AW-2219-T87 eingesetzt. Das Ziel war es zu ermitteln, den Einfluss der Prozessparameter *Schweißgeschwindigkeit* und *Schweißtemperatur* auf die Zugfestigkeit der Naht zu bestimmen. Zudem sollte geklärt werden, ob bei unterschiedlicher Werkzeugdrehzahl, aber identischer Schweißtemperatur, gleiche Nahtfestigkeiten erzielt werden können. Damit wäre nachgewiesen, dass die Schweißtemperatur ein übertragbarer Prozessparameter ist und die Drehzahl hauptsächlich dazu dient, die geeignete Schweißtemperatur einzustellen.

Um die oben genannten Ziele zu erreichen, wurden zwei Versuchsreihen durchgeführt, in deren Verlauf Schweißnähte mit unterschiedlichen Prozessparametern erzeugt wurden. Die Schweißtemperatur und die Schweißgeschwindigkeit wurden dabei anhand eines Versuchsplans systematisch variiert. Der wesentliche Unterschied zwischen den Versuchsreihen lag im verwendeten Werkzeug, welches zwar dieselbe Form, aber unterschiedliche Abmessungen besaß. Dadurch stellten sich bei ähnlicher Schweißtemperatur deutliche Unterschiede in der Drehzahl ein.

Die Schweißnähte aus beiden Versuchsreihen wurden einer Sicht- und Durchstrahlprüfung unterzogen, um ggf. innere Nahtdefekte erkennen zu können. Anschließend wurden aus den gefügten Werkstücken Proben für metallografische Untersuchungen sowie Zugproben entnommen, um die Nahtfestigkeit zu ermitteln. Mit den Daten der ersten Versuchsreihe wurde ein Regressionsmodell gebildet, welches die Nahtfestigkeit in Abhängigkeit von der Schweißtemperatur und der Schweißgeschwindigkeit vorherzusagen erlaubte. Die Prognosefähigkeit des Regressionsmodells wurde anschließend mit den Daten aus der zweiten Versuchsreihe getestet.

## 7.2 Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und Leistungsbeiträge des Hauptautors

Beim Test der Prognosefähigkeit des Modells war es möglich, die Festigkeiten für die zweite Versuchsreihe mit geringen Abweichungen vorherzusagen, sodass folgende Schlussfolgerungen gezogen werden konnten:

- SF 1 Die Prozessparameter *Schweißtemperatur* und *Schweißgeschwindigkeit* beeinflussen die Zugfestigkeit von Rührreibschweißnähten bei der Legierung EN AW-2219-T87 wesentlich. Somit lassen sich die Nahteigenschaften v. a. über diese beiden Prozessparameter gezielt einstellen.
- SF 2 Die Werkzeug-Drehzahl hat einen erheblichen Einfluss auf den Werkstofffluss und auf die Wärmeerzeugung in der Prozesszone. Beim verwendeten Werkzeugtyp ist i. d. R. der erforderliche Werkstofftransport, um Defekte zu vermeiden, sichergestellt, wenn eine geeignete Schweißtemperatur vorherrscht.
- SF 3 Es konnte gezeigt werden, dass die Nahtfestigkeit bei EN AW-2219-T87 hauptsächlich von der Schweißtemperatur und der Schweißgeschwindigkeit während des FSW-Prozesses abhängt. Bei gleicher Schweißtemperatur und Schweißgeschwindigkeit ergaben sich ähnliche Nahtfestigkeiten, auch wenn verschiedene Drehzahlen vorlagen. Somit kann die Schweißtemperatur im Gegensatz zur Werkzeug-Drehzahl als übertragbarer Prozessparameter<sup>1</sup> angesehen werden.

Die Leistungsbeiträge des Autors der Dissertation an der Publikation II sind in Tabelle 7.1 zusammengefasst.

	Konzeption	Erarbeitung der Inhalte	Ausarbeitung	Summe
A. Bachmann	90 %	90 %	90 %	90 %

Tabelle 7.1: Prozentuale Anteile des Autors an der Konzeption, der Erarbeitung der Inhalte und der Ausarbeitung der Publikation II

---

<sup>1</sup> s. Fußnote Nr. 10, S. 55

## **8 Publikation III: Charakterisierung von Rührreib-Schweißnähten mittels Positronen-Annihilations-Spektroskopie nach BACHMANN ET AL. (2019)**

### **8.1 Kurzfassung**

Im Rahmen dieser Publikation wurden die Proben aus Kapitel 7 (Publikation II) eingehender untersucht, um die metallphysikalischen Effekte zu verstehen, die den in der Publikation II beschriebenen Zusammenhängen zugrunde liegen. Hierbei wurden zusätzlich zur klassischen Metallografie auch die Doppler-Verbreiterungsspektroskopie, die Koinzidenzmessung und die Härtemessung eingesetzt.

Drei repräsentative Proben, welche aus den Nähten der in Kapitel 7 beschriebenen Schweißversuche stammten, wurden mithilfe der Doppler-Verbreiterungsspektroskopie auf Gitterdefekte untersucht. Die Anzahl der Gitterdefekte wurde mit dem S-Parameter (s. Abschnitt 2.5.2) quantifiziert. Dabei zeigte sich, dass im Nahtbereich signifikant mehr Gitterdefekte auftreten als im unbeeinflussten Grundwerkstoff, wobei der S-Parameter und somit die Defektdichte vom Grundwerkstoff zur Nahtmitte hin zunahm. Beim Vergleich der Probe aus der Schweißnaht mit der höchsten Festigkeit mit jener aus der Schweißnaht mit der geringsten Festigkeit fiel auf, dass in ersterer weniger Gitterdefekte vorlagen als in letzterer.

Die Koinzidenzmessung zeigte, dass es im Nugget zu einer Auflösung von Kupferausscheidungen kommt, womit der Abfall der Nahtfestigkeit erklärt werden kann. Zudem deutet der Verlauf des Hochimpulsanteils der Annihilationssignatur darauf hin, dass es sich bei den Gitterdefekten vorrangig um Leerstellen handelt. Bei der Probe mit hoher Nahtfestigkeit wurden im Nugget mehr Kupferausscheidungen detektiert als in der Probe mit der geringsten Nahtfestigkeit. Somit konnte eine negative Korrelation von Leerstellen mit Kupferausscheidungen festgestellt werden. Dies erscheint plausibel, da Leerstellen als Keimstellen bei der Bildung bzw. dem Wachstum von Ausscheidungen agieren.

## 8.2 Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und Leistungsbeiträge des Hauptautors

Aus den Ergebnissen der (C)DBS wurden folgende wesentliche Schlussfolgerungen bzw. Erkenntnisse hinsichtlich der Wirkzusammenhänge von Prozesstemperatur, Gefüge und Nahtfestigkeit (vgl. TZ 3, S. 59 Abschnitt 4.2) abgeleitet:

- SF 1** Im Nahtbereich entstehen während des FSW-Prozesses Leerstellen im Metallgitter, wobei die Leerstellendichte vom Grundwerkstoff zur Nahtmitte hin zunimmt.
- SF 2** Zudem kommt es im Nugget zu einer Auflösung der Kupferausscheidungen und somit zur Bildung eines übersättigten  $\alpha$ -Mischkristalls. Es wird angenommen, dass nach dem Schweißprozess ein Teil des gelösten Kupfers wieder ausgeschieden wird.
- SF 3** Bei einer hohen Schweißtemperatur (ab 500 °C) werden die Ausscheidungsprozesse direkt nach dem Durchlauf des Schweißwerkzeugs angeregt. Dadurch werden mehr Ausscheidungen gebildet, sodass eine höhere Nahtfestigkeit vorliegt. Somit lässt sich festhalten, dass beim FSW von EN AW-2219-T87 höhere Schweißtemperaturen in der Nähe der Solidustemperatur von etwa 540 °C vorteilhaft sind.

Tabelle 8.1 listet die Leistungsbeiträge des Autors der Dissertation an der Publikation III auf.

	Konzeption	Erarbeitung der Inhalte	Ausarbeitung	Summe
A. Bachmann	45 %	45 %	60 %	50 %

Tabelle 8.1: Prozentuale Anteile des Autors an der Konzeption, der Erarbeitung der Inhalte und der Ausarbeitung der Publikation III

## **9 Publikation IV: Ansatz zur prozessmomentbasierten Regelung der Schweißtemperatur nach BACHMANN ET AL. (2018b)**

### **9.1 Kurzfassung**

Nachdem in den Publikationen II und III der Mehrwert der Temperaturregelung beim FSW am Beispiel einer hochfesten Aluminium-Kupferlegierung belegt wurde, stand für die vierte im Rahmen dieser Dissertation verwendete Publikation die Entwicklung eines Ansatzes im Vordergrund, der die Anwendbarkeit der Temperaturregelung für die industrielle Praxis erleichtern soll. Deshalb wurde im Rahmen dieser Publikation ein Ansatz weiterentwickelt, welcher auf den Vorarbeiten von ROTH (2016) beruht. Das Ziel dabei war es, die Schweißtemperatur auf Basis des Prozessmoments zu bestimmen. Hierfür wurde mithilfe von Versuchsdaten und einer Regressionsanalyse ein Black-Box-Modell aufgestellt, das den Zusammenhang zwischen Prozessmoment und Schweißtemperatur beschreibt. Das Regressionsmodell wurde mit einem modellbasierten adaptiven Regler, dessen Struktur an jene aus Kapitel 6 (Publikation I) angelehnt war, auf dem Echtzeitsystem implementiert.

Die Leistungsfähigkeit der prozessmomentbasierten Temperaturregelung wurde anschließend anhand von Schweißversuchen ermittelt. Dabei wurde ein Temperaturmesswerkzeug verwendet, um die tatsächliche Schweißtemperatur aufzuzeichnen. Somit konnte die aus dem Prozessmoment geschätzte Schweißtemperatur validiert werden. Es wurden u. a. Schweißversuche an Proben durchgeführt, deren Geometrie so gewählt war, dass das Auftreten eines Wärmestaus begünstigt wurde (dünne Stege). Ohne Temperaturregelung kam es dabei zu einem signifikanten Anstieg der Schweißtemperatur. Die Folgen waren eine starke Werkstoffverweichung und die Bildung eines ausgeprägten Schweißgrats. Die Temperaturregelung war hingegen imstande, den Wärmestau während des Schweißens zu unterdrücken und somit einen Temperaturanstieg zu verhindern. Dadurch wurde auch die Gratabbildung vermieden. In den Validierungsschweißversuchen betrug die maximale Abweichung zwischen geschätzter und gemessener Schweißtemperatur  $\pm 15$  K.

## 9.2 Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse und Leistungsbeiträge des Hauptautors

Folgende Schlussfolgerungen und Erkenntnisse ergaben sich im Rahmen dieser Untersuchung:

- SF 1 Die für eine Regelung ausreichend genaue Schätzung der Schweißtemperatur aus dem Prozessmoment ist möglich. Anhand der Validierungsversuche konnte gezeigt werden, dass auf eine zusätzliche Temperaturmessensorik verzichtet werden kann.
- SF 2 Der Funktionsnachweis der prozessmomentbasierten Temperaturregelung wurde erbracht. Es konnte gezeigt werden, dass damit Wärmestaus und starke Gratbildung zuverlässig verhindert werden können.
- SF 3 Ein Black-Box-Ansatz ist zur Modellierung des Zusammenhangs zwischen Prozessmoment und Schweißtemperatur geeignet, da in den Schweißversuchen eine maximale Abweichung von lediglich  $\pm 15$  K (entspricht etwa 3 % der mittleren Schweißtemperatur) auftrat. Allerdings ist die Übertragbarkeit auf andere Werkstoffe oder Werkzeuggeometrien aufgrund des Black-Box-Ansatzes ohne Neuparametrierung des Modells nicht möglich, da weder der Werkstoff noch die Werkzeuggeometrie im Black-Box-Modell berücksichtigt wurden.

Die Leistungsbeiträge des Autors der Dissertation an der Publikation IV sind in Tabelle 9.1 dargestellt.

	Konzeption	Erarbeitung der Inhalte	Ausarbeitung	Summe
A. Bachmann	90 %	70 %	80 %	80 %

Tabelle 9.1: Prozentuale Anteile des Autors an der Konzeption, der Erarbeitung der Inhalte und der Ausarbeitung der Publikation IV

## 10 Zusammenfassung, Nutzenbewertung, Diskussion und Ausblick

### 10.1 Zusammenfassung

Die Raumfahrttechnik sieht sich aktuell einem hohen Kostendruck ausgesetzt: Laut den Vorgaben der ESA sollen die Startkosten der Trägerrakete Ariane 6 im Vergleich zur Ariane 5 halbiert werden. Um dieses Ziel zu erreichen, sind Forschungs- und Entwicklungsanstrengungen in verschiedenen Bereichen der Raumfahrttechnik notwendig. Mit konsequentem Leichtbau kann ein wesentlicher Beitrag geleistet werden, dieses Ziel zu erreichen, da auf diese Weise die Leermasse einer Rakete gesenkt und die Nutzlast erhöht werden können. Hierbei kommt der Füge-technik eine bedeutende Rolle zu, da Fügeverbindungen häufig strukturmechanisch das schwächste Glied einer Konstruktion sind. Das FSW hat sich bereits als geeignetes Verfahren erwiesen, um hochfeste Aluminiumlegierungen erfolgreich zu fügen. Die übergeordnete Zielsetzung dieser Arbeit ist es, dabei hohe und gleichbleibende Nahteigenschaften gewährleisten zu können.

Als Lösungsansatz wurde in dieser Arbeit die Regelung der Schweißtemperatur beim FSW untersucht, wobei eine neuartige Regelungsstruktur in Anlehnung an die  $\mathcal{L}1$ -Adaptive-Control-Struktur entwickelt wurde. Diese ermöglicht auch bei unterschiedlichen Schweißaufgaben die Anwendung der Schweißtemperaturregelung, ohne dass eine experimentelle Neuparametrierung des Reglers notwendig ist.

Es wurde nachgewiesen, dass es mithilfe der entwickelten Schweißtemperaturregelung möglich ist, die Nahtfestigkeit gezielt einzustellen und damit zu optimieren, auch wenn unterschiedlich große Werkzeuge verwendet werden. Zudem konnte gezeigt werden, dass die Drehzahl vorrangig dazu dient, die Schweißtemperatur einzustellen. Außerdem liegt bei geeigneter Schweißtemperatur auch der erforderliche Werkstofftransport vor, um das Entstehen von Defekten zu verhindern. Damit sind wichtige Grundlagen für die Zertifizierung des temperaturgeregelten FSW für die Raumfahrttechnik geschaffen worden. Dazu trägt auch das Verständnis der mikroskopischen Ursachen des Zusammenhangs zwischen Schweißtemperatur, Schweißgeschwindigkeit und Nahtfestigkeit bei. Mithilfe der Doppler-Verbreiterungsspektroskopie und der Koinzidenzmessung

konnte gezeigt werden, dass es im Nugget zu einer Auflösung der Kupferausscheidungen kommt. Bei zu geringer Schweißtemperatur ist diese Auflösung so stark, dass die Nähte im Nugget versagen und eine geringe Nahtfestigkeit aufweisen. Durch eine geeignete Schweißtemperatur und Schweißgeschwindigkeit kann diesem Mechanismus entgegengewirkt werden, sodass die Festigkeitsreduktion in der Naht lediglich rund 25 % beträgt. Im Vergleich dazu ist bei ungeeigneter Schweißtemperatur mit einer Entfestigung von ca. 50 % zu rechnen.

Abschließend konnte demonstriert werden, dass die Schweißtemperatur nicht nur direkt mittels TE bestimmt, sondern auch indirekt aus dem Prozessmoment berechnet werden kann. Damit ist es möglich, eine prozessmomentbasierte Schweißtemperaturregelung aufzubauen, welche keiner zusätzlichen Temperaturmessinstrumente bedarf.

### 10.2 Betriebswirtschaftliche Nutzenbewertung

Der technologische Nutzen der Schweißtemperaturregelung wurde anschaulich in der Publikation gemäß Kapitel 7 dargelegt: Bei der Schweißtemperatur handelt es sich um einen übertragbaren Prozessparameter<sup>1</sup>, mit welchem der Aufwand zur Prozessparametrierung gegenüber dem FSW ohne Temperaturregelung deutlich reduziert werden kann. Außerdem wird durch den Einsatz der Temperaturregelung eine definierte Nahtfestigkeit sichergestellt. Das ist insbesondere in der Raumfahrttechnik von großer Bedeutung und rechtfertigt daher auch zusätzliche Kosten.

Die Zusatzkosten, die bei der Umsetzung der in dieser Arbeit entwickelten Temperaturregelungsansätze immer auftreten, ergeben sich hauptsächlich aus der dafür erforderlichen speziellen Hard- und Software. Für die Implementierung einer Regelung sind ggf. echtzeitfähige Erweiterungsmodule für die speicherprogrammierbare Steuerung (SPS) notwendig. Eine SPS findet sich in den meisten Werkzeugmaschinen, roboterbasierten FSW-Maschinen oder FSW-Spezialanlagen. Als Beispiele seien hier mit der Simatic S7 und der Sinumerik zwei Produktfamilien der Siemens AG genannt. Mithilfe einer zusätzlichen Softwarelizenz Target 1500S der Siemens AG lässt sich der Code für die Steuergeräte direkt aus der Software MATLAB Simulink erzeugen. Diese Software kam auch im Rahmen dieser Dissertation zum Einsatz, sodass eine einfache industrielle Umsetzung der entwickelten Temperaturregelung möglich ist. Neben einer Erweiterung der Steuerung entstehen zusätzliche Kosten durch Messinstrumente und eine erforderliche Anpassung der Werkzeuge. Um eine betriebswirtschaftliche Nutzenbewertung

---

<sup>1</sup> s. Fußnote Nr. 10, S. 55

durchführen zu können, wurden die Zusatzkosten für die Temperaturregelung ermittelt und mit der potenziellen Kostenreduktion durch Einsparung von Einrichtzeit verglichen. Hierbei wurden lediglich jene Elemente betrachtet, bei denen sich die Kosten durch die Temperaturregelung erhöhen. Die Einzelheiten dazu werden im Folgenden erläutert.

Die jährlichen Zusatzkosten  $K_{ZSK}$  setzen sich aus jährlichen fixen Kosten  $K_{Fix}$  und variablen Kosten  $K_{Var}$  zusammen und ergeben sich mit der Anzahl der Werkzeuge  $n_{WKZ}$  zu

$$K_{ZSK} = K_{Fix} + n_{WKZ} \cdot K_{Var}. \quad (10.1)$$

Je nachdem, welcher Ansatz zur Regelung der Temperatur verwendet wird, prägen sich die Zusatzkosten unterschiedlich aus.

Unabhängig davon bringt die Temperaturregelung v. a. beim Rüsten der FSW-Maschine für einen neuen Fertigungsauftrag wirtschaftliche Vorteile mit sich. Da sich die Schweißtemperatur und die Schweißgeschwindigkeit i. d. R. übertragen lassen, ist lediglich die geeignete Anpresskraft zu definieren. Insbesondere wenn Bauteile mit langen und komplexen Schweißnahttrajektorien gefügt werden müssen, ermöglicht die Temperaturregelung sowohl nach BACHMANN ET AL. (2017) als auch nach BACHMANN ET AL. (2018b) ein effizientes Einrichten des Prozesses. Im Gegensatz dazu sind ohne Temperaturregelung bei komplexen Geometrien meist eine Vielzahl an Iterationen notwendig, um das Prozessfenster zu finden.

Die Kostenvorteile durch den Einsatz der Temperaturregelung sollen anhand der Kosten für das Einrichten des Schweißprozesses  $K_{Einr.}$  quantifiziert werden. Unter dem Begriff *Einrichten* wird in diesem Kontext die Findung geeigneter Prozessparameter und die nachfolgende Überprüfung der Schweißnahtqualität mittels zerstörender Prüfverfahren verstanden. Dabei fallen Personalkosten, Kosten für Verbrauchsmaterial und Ausschuss sowie Maschinenbelegungskosten an. Folgende Annahmen und Schätzungen (AN) wurden getroffen:

- AN 1** Es wurden nur Personalkosten berücksichtigt. Der Personalkostensatz  $k_{Pers.}$  wurde zu 70 €/h abgeschätzt. Zudem wird davon ausgegangen, dass ggf. frei werdende Personalkapazitäten an anderer Stelle im Unternehmen eingesetzt werden können.
- AN 2** Es wurde abgeschätzt, dass die durchschnittliche Dauer für das Einrichten  $t_{Einr.}$  durch den Einsatz der Temperaturregelung von 8 h auf 3 h reduziert werden kann.<sup>2</sup>

---

<sup>2</sup> Die Schätzung basiert auf Erfahrungswerten aus dem Versuchsbetrieb am *iwb*.

**AN 3** Die (reine) Schweißzeit  $t_{FSW}$  ist unabhängig von der Einrichtzeit und wurde auf 800 h pro Jahr<sup>3</sup> geschätzt.

**AN 4** Es werden keine Abschreibungen berücksichtigt, der Betrachtungszeitraum beträgt ein Jahr.

**AN 5** Mit einem Schweißwerkzeug lassen sich 3 km Schweißnahtlänge  $l_{FSW}$  herstellen.

**AN 6** Unabhängig davon, ob die Temperaturregelung zum Einsatz kommt, wird eine Schweißgeschwindigkeit  $v_S$  von 320 mm/min angenommen, da diese laut BACHMANN ET AL. (2018a) zur höchsten Festigkeit führt.

**AN 7** Die Abschreibungsdauer  $t_A$  für die Werkzeughalter beträgt 7 a.

Anhand von AN 1 – 4 sowie der Anzahl der unterschiedlichen Schweißaufgaben  $n_{FSW}$  pro Jahr ergeben sich die jährlichen Einrichtkosten zu

$$K_{Einr.} = n_{FSW} \cdot k_{Pers.} \cdot t_{Einr.} \quad (10.2)$$

Um eine Gegenüberstellung von jährlichen Einricht- und Zusatzkosten zu ermöglichen, werden die jährlichen Gesamtkosten  $K_{ges}$  betrachtet. Diese werden aus der Summe von jährlichen Zusatzkosten und Einrichtkosten gebildet, welche sich mithilfe von Gleichung (10.1), Gleichung (10.2) und AN 7 berechnen lassen:

$$K_{ges} = K_{ZSK} + K_{Einr.} = \frac{K_{Fix}}{t_A} + n_{WKZ} \cdot K_{Var} + n_{FSW} \cdot k_{Pers.} \cdot t_{Einr.} \quad (10.3)$$

Werden AN 3, AN 4 und AN 6 berücksichtigt, so werden pro Jahr Schweißnähte der Gesamtlänge

$$l_{FSW} = t_{FSW} \cdot 60 \frac{\text{min}}{\text{h}} \cdot v_S \cdot 10^{-6} \frac{\text{km}}{\text{mm}} = 15,36 \frac{\text{km}}{\text{a}} \quad (10.4)$$

hergestellt. Aus Gleichung (10.4) und AN 5 ergibt sich damit der jährliche Bedarf an Schweißwerkzeugen zu:

$$n_{WKZ} = \frac{l_{FSW}}{3 \text{ km}} = \frac{15,36 \text{ km}}{3 \text{ km}} \approx 6 \frac{1}{\text{a}} \quad (10.5)$$

Somit vereinfacht sich Gleichung (10.3) zu:

$$K_{ges} = \frac{K_{Fix}}{t_A} + 6 \frac{1}{\text{a}} \cdot K_{Var} + n_{FSW} \cdot k_{Pers.} \cdot t_{Einr.} \quad (10.6)$$

---

<sup>3</sup> Entspricht bei einem 8-h-Tag (Einschichtbetrieb) rund 50 % der Arbeitszeit

Im Folgenden wird Gleichung (10.6) anhand einer Fallunterscheidung weiter vereinfacht und anschließend für die unterschiedlichen Szenarien ausgewertet.

### 10.2.1 Jährliche Gesamtkosten ohne Temperaturregelung

Ohne Temperaturregelung setzen sich die Kosten lediglich aus den Kosten für einen konventionellen Werkzeughalter (Spannfutter) und für die FSW-Werkzeuge zusammen. Während FSW-Werkzeuge verschleifen und somit ihre Kosten zu den variablen Kosten gezählt werden, kann der Werkzeughalter über die gesamte Nutzungsdauer der FSW-Maschine eingesetzt werden und wird daher bei den Fixkosten berücksichtigt. Die Kosten für einen konventionellen Werkzeughalter  $K_{WZH, o. R.}$  belaufen sich auf etwa 130 €. Der Preis eines FSW-Werkzeugs  $K_{FSW}$  beträgt ca. 80 €<sup>4</sup>. Aus AN 2 geht hervor, dass die Einrichtdauer ohne Einsatz der Temperaturregelung  $t_{Einr., o. R.}$  8 h beträgt. Damit können die Gesamtkosten für das FSW ohne Temperaturregelung  $K_{ges, o. R.}$  auf Basis von Gleichung (10.6) berechnet werden:

$$\begin{aligned} K_{ges, o. R.} &= \frac{K_{WZH, o. R.}}{t_A} + 6 \frac{1}{a} \cdot K_{FSW} + n_{FSW} \cdot k_{Pers.} \cdot t_{Einr., o. R.} \\ &= \frac{130 \text{ €}}{7 a} + 6 \frac{1}{a} \cdot 80 \text{ €} + n_{FSW} \cdot 70 \text{ €/h} \cdot 8 \text{ h} \\ &= 498,57 \frac{\text{€}}{a} + n_{FSW} \cdot 560 \text{ €}. \end{aligned} \quad (10.7)$$

### 10.2.2 Jährliche Gesamtkosten mit modellbasierter adaptiver Temperaturregelung nach BACHMANN ET AL. (2017)

Die Messung der Schweißtemperatur über TE ermöglicht einen universelleren Einsatz der Schweißtemperaturregelung, weil der Zusammenhang zwischen Spindelmoment und Schweißtemperatur im Gegensatz zur prozessmomentbasierten Temperaturregelung nicht bekannt sein muss. Zudem ist das Messprinzip robuster gegenüber Störungen und Abweichungen vom Idealzustand im Labor.

Dafür sind sowohl eine Signalverarbeitungseinheit als auch mit TE ausgestattete Schweißstifte notwendig. Die Signalverarbeitungseinheit ist von ihrer Funktionsweise vergleichbar mit dem sensorischen Werkzeughalter Spike der Pro-micron GmbH, dessen Kaufpreis  $K_{WZH, R.}$  etwa 25.000 €<sup>5</sup> beträgt. Dieser übernimmt gleichzeitig die Aufgabe

<sup>4</sup> Die Werte für die Kosten basieren auf Erfahrungswerten aus dem Lehrstuhlbetrieb.

<sup>5</sup> Der Preis basiert auf einem Angebot für das Messsystem.

des Werkzeughalters (Spannfutter) und beinhaltet die erforderlichen Erweiterungsmodule der SPS. Zudem erhöhen sich die Kosten für die FSW-Werkzeuge durch Kosten für die TE und das Erodieren der TE-Bohrungen. Der Marktpreis eines geeigneten TE  $K_{TE}$  liegt bei etwa 30 € und die Kosten für das Erodieren der zusätzlichen Bohrung  $K_{Erod.}$  betragen 49 €<sup>4</sup>. Beide sind analog zu den Kosten für das FSW-Werkzeug den variablen Kosten zuzuordnen. Damit und mit der Einrichtzeit  $t_{Einr., R.}$  von 3 h (vgl. AN 2) ergeben sich die Gesamtkosten beim Einsatz der Temperaturregelung  $K_{ges, d. R.}$  nach BACHMANN ET AL. (2017) zu:

$$\begin{aligned}
 K_{ges, d. R.} &= \frac{K_{WZH, R.}}{t_A} + 6 \frac{1}{a} \cdot (K_{FSW} + K_{TE} + K_{Erod.}) + n_{FSW} \cdot k_{Pers.} \cdot t_{Einr., R.} \\
 &= \frac{25.000 \text{ €}}{7a} + 6 \frac{1}{a} \cdot (80 \text{ €} + 30 \text{ €} + 49 \text{ €}) + n_{FSW} \cdot 70 \text{ €/h} \cdot 3 \text{ h} \quad (10.8) \\
 &= 4.525,43 \frac{\text{€}}{a} + n_{FSW} \cdot 210 \text{ €}.
 \end{aligned}$$

### 10.2.3 Jährliche Gesamtkosten mit prozessmomentbasierter Temperaturregelung nach BACHMANN ET AL. (2018b)

Im Gegensatz zur direkten Temperaturregelung fallen hier die Kosten für das TE  $K_{TE}$  und das Senkerodieren  $K_{Erod.}$  nur einmalig an, da lediglich ein Temperaturmesswerkzeug notwendig ist, um den Zusammenhang zwischen Prozessmoment und Schweißtemperatur zu kalibrieren. Daher zählen diese beiden Kostenarten zu den fixen Kosten. Nichtsdestoweniger ist auch für die prozessmomentbasierte Temperaturregelung eine Signalverarbeitungseinheit bzw. ein Werkzeughalter und eine Erweiterung der SPS notwendig. Deshalb errechnen sich die Gesamtkosten  $K_{ges, p. R.}$  beim Einsatz der prozessmomentbasierten Temperaturregelung anhand von

$$\begin{aligned}
 K_{ges, p. R.} &= \frac{K_{WZH, R.}}{t_A} + K_{TE} + K_{Erod.} + 6 \frac{1}{a} \cdot K_{FSW} + n_{FSW} \cdot k_{Pers.} \cdot t_{Einr., R.} \\
 &= \frac{25.000 \text{ €}}{7a} + 30 \text{ €} + 49 \text{ €} + 6 \frac{1}{a} \cdot 80 \text{ €} + n_{FSW} \cdot 70 \text{ €/h} \cdot 3 \text{ h} \quad (10.9) \\
 &= 4.130,43 \frac{\text{€}}{a} + n_{FSW} \cdot 210 \text{ €}.
 \end{aligned}$$

### 10.2.4 Vergleich der jährlichen Gesamtkosten

Abbildung 10.1 zeigt die aus Gleichung (10.7) bis (10.9) resultierenden Zusammenhänge für die Einrichtkosten. Daraus wird ersichtlich, dass die Rentabilität der Temperaturregelung mit der Anzahl der durchgeführten Schweißaufgaben linear steigt. Während die

prozessmomentbasierte Temperaturregelung nach elf verschiedenen Schweißaufgaben pro Jahr die *Nutzenschwelle*<sup>6</sup> erreicht, sind für deren Erreichung bei der direkten Temperaturregelung zwölf unterschiedliche Schweißaufgaben pro Jahr erforderlich. Zusätzlich verdeutlicht Abbildung 10.1 den Beitrag der Temperaturregelung zur Flexibilisierung von Produktionssystemen. Gemäß Abbildung 10.1 übertreffen die Einrichtungskosten ohne Temperaturregelung mit steigender Anzahl an unterschiedlichen Schweißaufgaben  $n_{FSW}$  deutlich die Einrichtungskosten mit Temperaturregelung. Zudem erhöht der Einsatz der Temperaturregelung die Robustheit des FSW-Prozesses, wodurch mit weniger Ausschuss zu rechnen ist und die Bauteilqualifizierung vereinfacht wird.

Es ist daher zu erwarten, dass sich das temperaturgeregelte FSW langfristig sowohl aufgrund geringerer Kosten bei einer hohen Anzahl von unterschiedlichen Schweißaufgaben als auch aufgrund der erhöhten Prozessstabilität durchsetzen wird.

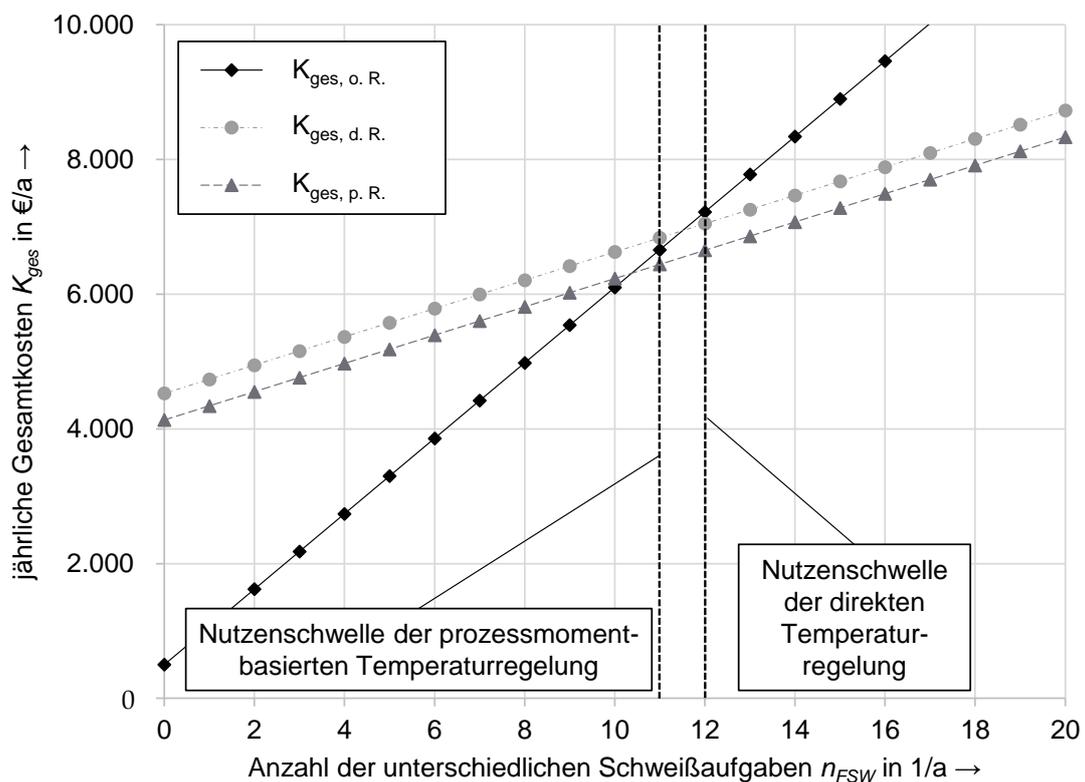


Abbildung 10.1: Entwicklung der jährlichen Gesamtkosten über die Anzahl unterschiedlicher Schweißaufgaben ohne Temperaturregelung  $K_{ges, o. R.}$ , mit direkter Temperaturregelung  $K_{ges, d. R.}$  und mit prozessmomentbasierter Temperaturregelung  $K_{ges, p. R.}$ .

<sup>6</sup> engl.: break-even point

### 10.3 Diskussion und Ausblick

#### 10.3.1 Diskussion

In diesem Abschnitt wird der wissenschaftliche Beitrag dieser kumulativen Dissertation anhand der vier zugrundeliegenden Publikationen im Bezug zum Stand von Forschung und Technik reflektiert.

Seit der Erfindung des FSW Anfang der 1990er Jahre gab es im Bereich der Prozessregelung mehrere relevante Entwicklungen: Während die ersten FSW-Nähte noch auf Fräsmaschinen mit einer Positionsregelung hergestellt wurden (LOHWASSER & CHEN 2010, S. 3 ff.; MISHRA & MAHONEY 2007, S. 1 ff.), kamen ab den 2000er Jahren vermehrt flexible und kostengünstige Industrieroboter für das FSW zum Einsatz (SMITH 2000; VÖLLNER 2010). Industrieroboter besitzen im Vergleich zu Fräsmaschinen eine geringere Steifigkeit, sodass eine Anpresskraftregelung notwendig war, um eine zu hohe Abdrängung des TCP zu verhindern (SMITH 2000). Laut GEBHARD (2011, S. 12) bringt die Anpresskraftregelung auch beim FSW an steifen Fräsmaschinen Vorteile mit sich, z. B. kann damit eine schwankende Blechdicke ausgeglichen werden. Als Nachteil des axialkraftgeregelten Schweißmodus hat sich dessen Empfindlichkeit gegenüber Wärmestaus erwiesen. Dadurch kommt es bspw. an Engstellen zu einer signifikanten Erwärmung und damit zu einer starken Erweichung des Werkstoffs. GEBHARD & ZAEH (2008, S. 8) beobachteten, dass eine zu starke und unkontrollierte Werkstofferverweichung bei anpresskraftgeregeltem Schweißbetrieb zu einem verstärkten Eintauchen des Werkzeugs in das Bauteil führt, was häufig mit einer vermehrten Gratbildung einhergeht. Zudem können dadurch sowohl die Aufspannplatte als auch der Werkzeugstift beschädigt werden. Daher schlugen FEHRENBACHER ET AL. (2008) eine Temperaturregelung als Ansatz zur Vermeidung von Wärmestaus vor. Dieser Ansatz wurde in dieser Dissertation aufgegriffen und weiterverfolgt. Im Vergleich zum Stand von Forschung und Technik konnten im Rahmen dieser publikationsbasierten Dissertation folgende Fortschritte (FS) erzielt werden:

**FS 1** Mithilfe der in Publikation I vorgeschlagenen modellbasierten adaptiven Regelung war es möglich, die Übertragbarkeit der Temperaturregelung und das Einschwingverhalten im Vergleich zum Stand von Forschung und Technik (s. Abschnitt 3.3.2) zu verbessern. Dadurch ist i. d. R. keine Neuparametrierung des Reglers bei unterschiedlichen Schweißaufgaben notwendig, was insbesondere bei geringen Stückzahlen und hohen Bauteilkosten vorteilhaft ist (s. HF 1 S. 58).

- FS 2** In Publikation II wurde beim FSW der Legierung EN AW-2219-T87 erstmalig ein Zusammenhang von Schweißtemperatur und Schweißgeschwindigkeit mit der Nahtfestigkeit beobachtet und modellhaft beschrieben. Zudem konnte nachgewiesen werden, dass sich bei gleicher Schweißtemperatur, aber unterschiedlicher Größe des FSW-Werkzeugs die gleichen Nahtfestigkeiten ergeben. Damit kann davon ausgegangen werden, dass die Nahtfestigkeit bei dieser Legierung primär von der Schweißtemperatur und der Schweißgeschwindigkeit abhängt. Außerdem kann die Schweißtemperatur als übertragbarer Prozessparameter<sup>7</sup> angesehen werden (s. HF 2 S. 58 bzw. Abschnitt 3.4)
- FS 3** Für Publikation III wurde die Gefügestruktur von FSW-Nähten zum ersten Mal mittels Positronen-Annihilations-Spektroskopie untersucht. Im Vergleich zum vorherigen Stand von Forschung und Technik (s. Abschnitt 3.4) konnte dabei ein Zusammenhang von Schweißtemperatur und Schweißgeschwindigkeit mit der Anzahl von Leerstellen bzw. der Menge von Kupferausscheidungen festgestellt werden. Es ist davon auszugehen, dass dies die Ursache für die unterschiedlichen Nahtfestigkeiten bei verschiedenen Prozessparametereinstellungen ist (s. HF 3 S. 58).
- FS 4** In Publikation IV wurde erstmalig demonstriert, dass die Schweißtemperatur aus dem Prozessmoment bestimmt werden kann, was eine Schweißtemperaturregelung ermöglicht. Dadurch sind im Produktionsbetrieb nach einer einmaligen Parametrierung keine zusätzlichen Messinstrumente mehr notwendig, wodurch die Anwendung der Temperaturregelung im Vergleich zum Stand von Forschung und Technik (s. Abschnitt 3.3) deutlich vereinfacht wird (s. HF 4 S. 59).

In Abbildung 10.2 sind die wissenschaftlichen Fortschritte dieser kumulativen Dissertation dargestellt und den einzelnen LB bzw. Publikationen zugeordnet.

### 10.3.2 Ausblick

Ausgehend von den Erkenntnissen und Fortschritten der vorliegenden Arbeit ergeben sich folgende Anknüpfungspunkte (AP) für weitere Untersuchungen:

- AP 1** Für die Publikation gemäß Kapitel 9 kam ein rein empirisches Modell zum Einsatz, um den Zusammenhang zwischen Prozessmoment und Schweißtemperatur zu beschreiben. Das Modell ist somit nur für die zugrunde liegende

---

<sup>7</sup> s. Fußnote Nr. 10, S. 55

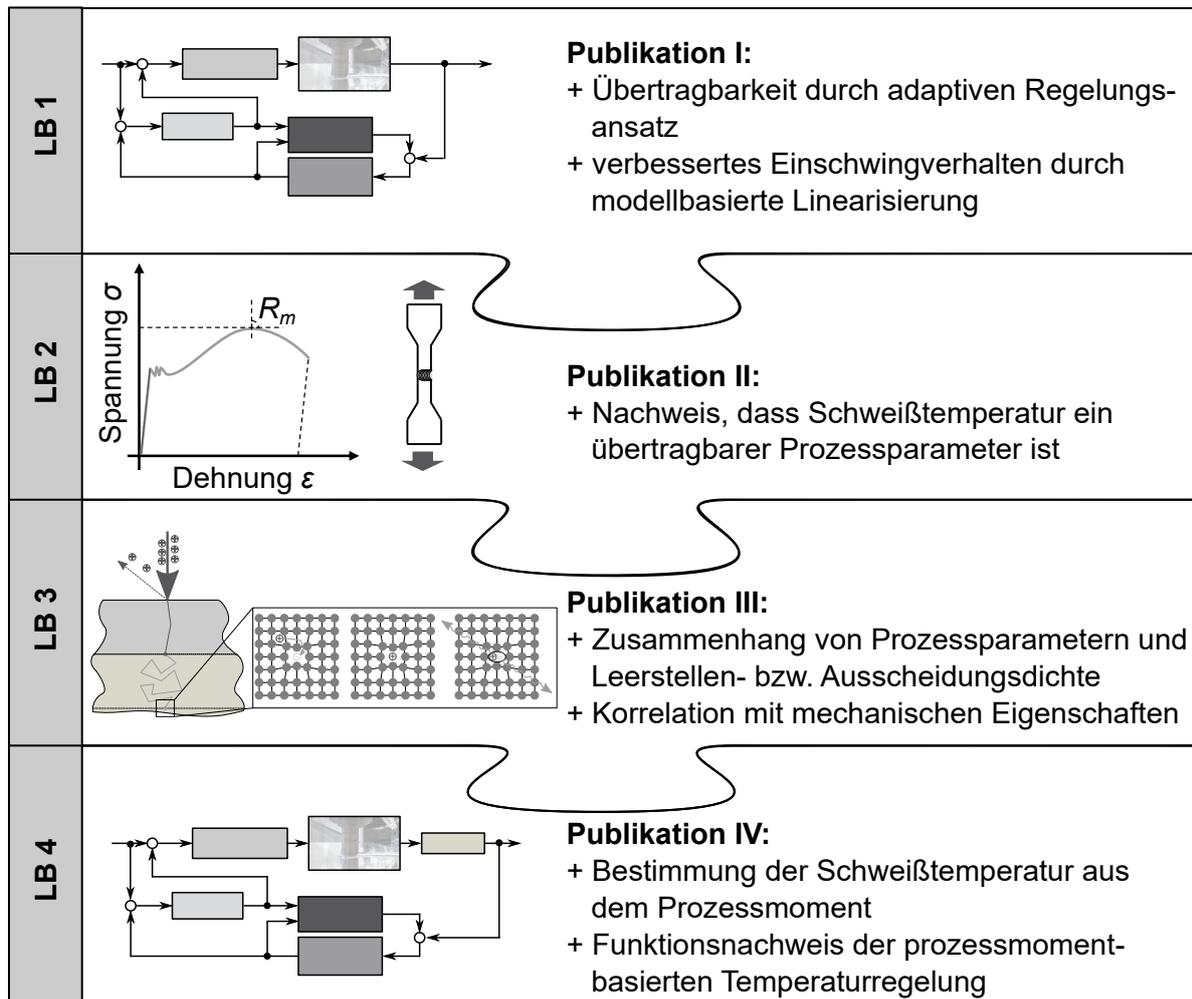


Abbildung 10.2: Im Rahmen dieser kumulativen Dissertation entstandene wissenschaftliche Fortschritte

Datenbasis gültig und nur eingeschränkt übertragbar. Ein analytisch motiviertes Modell könnte die Übertragbarkeit merklich verbessern, da Modellparameter oft aus der Literatur entnommen werden können oder sich meist effizienter ermitteln lassen als komplette empirische Modelle. Einen ersten Ansatz dafür liefern BACHMANN ET AL. (2018c), die das Modell von ROTH (2016) zur Berechnung des Prozessmoments weiterentwickelten und damit ein Werkzeug zur Schätzung der Schweißtemperatur aufbauten. Da dieser Ansatz sowohl ein Werkstoffmodell als auch eine geometrische Werkzeugbetrachtung umfasst, ist davon auszugehen, dass die Übertragbarkeit auf neue Werkstoffe und andere Werkzeuggeometrien grundsätzlich gegeben ist. Der Nachweis hierfür ist jedoch noch zu erbringen.

- AP 2** Nach dem Prinzip „*der geeignete Werkstoff an der passenden Stelle*“ ermöglicht es die Multi-Material-Bauweise, Werkstoffe anforderungsgerecht einzusetzen. Die große Herausforderung dabei ist deren Verbindung. Das FSW ist ein für Metallmischverbindungen geeignetes Fügeverfahren, da der Prozess i. d. R. kein vollständiges Aufschmelzen der Werkstoffe hervorruft. Beim FSW von artverschiedenen Metallen bildet sich an deren Grenzfläche eine Diffusionsschicht aus intermetallischen Phasen. Diese hat wesentlichen Einfluss auf die Verbindungseigenschaften (KRUTZLINGER ET AL. 2014, S. 510 ff.). Die Bildung der Diffusionsschicht ist hauptsächlich temperatur- und zeitgesteuert. Dadurch ist es naheliegend, dass die Schweißtemperaturregelung auch hier eine Eigenschaftssteuerung ermöglicht. Dies wurde erstmals von MARSTATT ET AL. (2018) und KRUTZLINGER ET AL. (2018) untersucht, wobei festgestellt wurde, dass sich die Dicke der Diffusionsschicht tatsächlich über die Schweißtemperatur einstellen lässt. Die Arbeiten wurden von GRABMANN ET AL. (2019) fortgeführt. Dabei konnte nachgewiesen werden, dass durch die Regelung der Schweißtemperatur auch an komplexen Geometrien gleichmäßigere Nahteigenschaften sichergestellt werden. Offen blieb allerdings, aus welchen intermetallischen Phasen sich die Diffusionsschicht zusammensetzt, was noch tiefer gehend analysiert werden sollte.
- AP 3** Ähnlich wie bei Metallmischverbindungen spielt die Schweißtemperatur auch bei Metall-Polymer-Mischverbindungen eine wichtige Rolle. Ist die Schweißtemperatur zu niedrig, so kommt keine Verbindung der beiden Fügepartner zustande. Ist die Schweißtemperatur zu hoch, kommt es zur Degradierung des Polymers (MEYER ET AL. 2019, S. 729 f.). Ob die Regelung der Temperatur bspw. beim Reibpressfügen von Metall-Polymer-Verbindungen dazu beitragen kann, eine geeignete Verbindungsqualität sicherzustellen, wurde bisher nicht untersucht.
- AP 4** Neben der Regelung der Schweißtemperatur gibt es noch andere Ansätze, um die Verbindungsqualität beim FSW sicherzustellen. Ein innovativer Ansatz wurde dabei von HARTL ET AL. (2019) vorgeschlagen. Viele Fehlerbilder, wie sie in Abschnitt 3.4 beschrieben wurden, lassen sich meist einfach durch eine Sichtprüfung erkennen. HARTL ET AL. (2019) schlugen vor, diese Sichtprüfung automatisiert und im in-line-Modus mittels künstlicher Intelligenz durchzuführen. In der Folge könnte diese genutzt werden, um den FSW-Prozess iterativ so zu parametrieren, dass das gewünschte Ergebnis entsteht. Da Fehler an der Oberfläche von FSW-Nähten, wie in Abschnitt 3.4 erläutert, häufig mit einer

unpassenden Schweißtemperatur zusammenhängen, kann die Prozessparametrierung anhand von Fehlerbildern auch als eine Art Temperaturregelung angesehen werden.

## 11 Literaturverzeichnis

ACKERMANN 1993

Ackermann, J.: Robuste Regelung: Analyse und Entwurf von linearen Regelungssystemen mit unsicheren physikalischen Parametern. Berlin: Springer, 1993. ISBN: 978-3-662-09777-9.

ANDERSON 1933

Anderson, C. D.: The Positive Electron. In: Physical Review 43 (1933) 6, S. 491–494.

ARBEGAST 2008

Arbegast, W. J.: A flow-partitioned deformation zone model for defect formation during friction stir welding. In: Scripta Materialia 58 (2008) 5, S. 372–376.

ARORA ET AL. 2009

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

ARORA ET AL. 2011

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

ARORA ET AL. 2010

Arora, K. S.; Pandey, S.; Schaper, M.; Kumar, R.: Microstructure Evolution during Friction Stir Welding of Aluminum Alloy AA2219. In: Journal of Materials Science and Technology 26 (2010) 8, S. 747–753.

BACHMANN ET AL. 2017

Bachmann, A.; Gamper, J.; Krutzlinger, M.; Zens, A.; Zaeh, M. F.: Adaptive model-based temperature control in friction stir welding. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 93 (2017) 1–4, S. 1157–1171.

## 11 Literaturverzeichnis

---

BACHMANN ET AL. 2018a

Bachmann, A.; Krutzlinger, M.; Zaeh, M. F.: Influence of the welding temperature and the welding speed on the mechanical properties of friction stir welds in EN AW-2219-T87. In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 20. Werkstofftechnisches Kolloquium (Chemnitz, Deutschland, 14.–15. März 2018). Hrsg. von T. Lampke; et al. Bd. 373. IOP Publishing. 2018, S. 012016-1–14.

BACHMANN ET AL. 2018b

Bachmann, A.; Roehler, M.; Pieczona, S. J.; Kessler, M.; Zaeh, M. F.: Torque-based adaptive temperature control in friction stir welding: a feasibility study. In: Production Engineering 12 (2018) 3–4, S. 391–403.

BACHMANN & ZAEH 2016

Bachmann, A.; Zaeh, M. F.: Pyrometer-Assisted Temperature Control in Friction Stir Welding. In: TWI (Hrsg.): 11<sup>th</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Cambridge, Vereinigtes Königreich, 17.–19. Mai 2016). 2016.

BACHMANN ET AL. 2018c

Bachmann, A.; Zens, A.; Hartl, R.; Zaeh, M. F.: Modelling of the Friction Stir Welding process for torque-based temperature control. In: TWI (Hrsg.): 12<sup>th</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Quebec, Kanada, 26.–28. Juni 2018). 2018.

BACHMANN ET AL. 2019

Bachmann, A.; Gigl, T.; Hugenschmidt, C. P.; Zaeh, M. F.: Characterization of the microstructure in friction stir welds of EN AW-2219 using coincident Doppler-broadening spectroscopy. In: Materials Characterization 149 (2019) o. Nr., S. 143–152.

BERNHARD 2004

Bernhard, F.: Technische Temperaturmessung. Berlin: Springer, 2004. ISBN: 978-3-642-62344-8.

BOHN & UNBEHAUEN 2016

Bohn, C.; Unbehauen, H.: Identifikation dynamischer Systeme: Methoden zur experimentellen Modellbildung aus Messdaten. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016. ISBN: 978-3-8348-2197-3.

---

CALLONI ET AL. 2005

Calloni, A.; Dupasquier, A.; Ferragut, R.; Folegati, P.; Iglesias, M. M.; Makkonen, I.; Puska, M. J.: Positron localization effects on the Doppler broadening of the annihilation line: Aluminum as a case study. In: *Physical Review B* 72 (2005) 5, S. 054112-1–6.

CAO & KOU 2005

Cao, G.; Kou, S.: Friction Stir Welding of 2219 Aluminum: Behavior of  $\theta$  ( $\text{Al}_2\text{Cu}$ ) particles. In: *Welding Journal* 84 (2005) 1, S. 1–7.

CEDERQVIST ET AL. 2012

Cederqvist, L.; Garpinger, O.; Hägglund, T.; Robertsson, A.: Cascade control of the friction stir welding process to seal canisters for spent nuclear fuel. In: *Control Engineering Practice* 20 (2012) 1, S. 35–48.

CHEN ET AL. 2009

Chen, Y. C.; Feng, J. C.; Liu, H. J.: Precipitate evolution in friction stir welding of 2219-T6 aluminum alloys. In: *Materials Characterization* 60 (2009) o. Nr., S. 476–481.

COLEGROVE 2000

Colegrove, P.: 3 Dimensional Flow and Thermal Modelling of the Friction Stir Welding Process. In: TWI (Hrsg.): 2<sup>nd</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Göteborg, Schweden, 26.–28. Juni 2000). 2000.

COLLIGAN 2010

Colligan, K. J.: The Friction Stir Welding Process: An overview. In: Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): *Friction Stir Welding: From basics to applications*. Cambridge, UK: Woodhead Publishing Limited, 2010, S. 15–41, ISBN: 978-1-84569-450-0.

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. In: *Scripta Materialia* 58 (2008) 5, S. 327–331.

COSTANZI ET AL. 2017

Costanzi, G.; Bachmann, A.; Zäh, M. F.: Entwicklung eines FSW-Spezialwerkzeugs zur Messung der Schweißtemperatur. In: *DVS Congress 2017. Große Schweißtechnische Tagung und DVS-Studentenkongress* (Düsseldorf, Deutschland, 26.–29. Sep. 2017). *DVS Berichte* 337. Düsseldorf: DVS Media GmbH. 2017, S. 119–125. ISBN: 978-3-96144-008-5.

## 11 Literaturverzeichnis

---

DA SILVA ET AL. 2017

da Silva, A. C. F.; de Backer, J.; Bolmsjö, G.: Temperature measurements during friction stir welding. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 88 (2017) 9-12, S. 2899–2908.

DA SILVA ET AL. 2015

da Silva, A.; de Backer, J.; Bolmsjö, G.: Cooling rate effect on temperature controlled FSW process. In: IIW (Hrsg.): *International Conference on High-Strength Materials. Challenges and Applications* (Helsinki, Finnland, 2.–3. Juli 2015). 2015.

DAVIS ET AL. 2011

Davis, T. A.; Shin, Y. C.; Yao, B.: Observer-based adaptive robust control of friction stir welding axial force. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 16 (2011) 6, S. 1032–1039.

DE BACKER & BOLMSJÖ 2013

de Backer, J.; Bolmsjö, G.: Thermoelectric method for temperature measurement in friction stir welding. In: *Science and Technology of Welding and Joining* 18 (2013) 7, S. 558–565.

DE BACKER 2014

de Backer, J.: *Feedback Control of Robotic Friction Stir Welding*. Dissertation: University West. Trollhättan, Schweden, 2014. ISBN: 978-91-87531-00-2.

DE BACKER ET AL. 2014

de Backer, J.; Bolmsjö, G.; Christiansson, A.-K.: Temperature control of robotic friction stir welding using the thermoelectric effect. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 70 (2014) 1–4, S. 375–383.

DEBENEDETTI ET AL. 1950

DeBenedetti, S.; Cowan, C. E.; Konneker, W. R.; Primakoff, H.: On the Angular Distribution of Two-Photon Annihilation Radiation. In: *Physical Review* 77 (1950) 2, S. 205–212.

DIN 8593-0

DIN 8593-0: *Fertigungsverfahren Fügen – Teil 0: Allgemeines – Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Berlin: Beuth, 09/2003.

---

DIN 8593-6

DIN 8593-6: Fertigungsverfahren Fügen Teil 6: Fügen durch Schweißen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth, 09/2003.

DIN EN 14610

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

DIN EN 515

DIN EN 515: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Halbzeug – Bezeichnungen der Werkstoffzustände. Berlin: Beuth, 05/2017.

DIN EN 573-1

DIN EN 573-1: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug – Teil 1: Numerisches Bezeichnungssystem. Berlin: Beuth, 02/2005.

DIN EN ISO 25239-1

DIN EN ISO 25239-1: Rührreibschweißen – Aluminium – Teil 1: Begriffe. Berlin: Beuth, 03/2012.

DIN EN ISO 25239-5

DIN EN ISO 25239-5: Rührreibschweißen – Aluminium – Teil 5: Qualitäts- und Prüfungsanforderungen. Berlin: Beuth, 03/2012.

DIRAC 1928

Dirac, P. A. M.: The Quantum Theory of the Electron. In: Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences 117 (1928) 778, S. 610–624.

DOS SANTOS ET AL. 2010

Dos Santos, J. F.; Olea, C.; Coelho, R. S.; Kostka, A.; Paglia, C. S.; Ghidini, T.; Donne, C. D.: Metallurgy and weld performance in friction stir welding. In: Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): Friction Stir Welding: From basics to applications. Cambridge, UK: Woodhead Publishing Limited, 2010, S. 314–410, ISBN: 978-1-84569-450-0.

DOUDE ET AL. 2015

Doude, H.; Schneider, J.; Patton, B.; Stafford, S.; Waters, T.; Varner, C.: Optimizing weld quality of a friction stir welded aluminum alloy. In: Journal of Materials Processing Technology 222 (2015) o. Nr., S. 188–196.

ESA 2019

ESA: Ariane 6 objectives and main missions. European Space Agency. 2019. <[http://www.esa.int/Our\\_Activities/Space\\_Transportation/Launch\\_vehicles/Ariane\\_6](http://www.esa.int/Our_Activities/Space_Transportation/Launch_vehicles/Ariane_6)>. (Besucht am 18.04.2019).

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 (Hrsg.): 7<sup>th</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Awaji Island, Japan, 20.–22. Mai 2008). 2008.

FEHRENBACHER ET AL. 2011a

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. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering 133 (2011) 5, S. 05100-81–89.

FEHRENBACHER ET AL. 2011b

Fehrenbacher, A.; Cole, E. G.; Zinn, M. R.; Ferner, N. J.; Duffie, N. A.; Pfefferkorn, F. E.: Towards process control of friction stir welding for different aluminum alloys. In: Friction stir welding and processing VI. TMS 2011 Annual Meeting and Exhibition (San Diego, Kalifornien, USA, 27. Feb.–3. März 2011). Hrsg. von Rajiv S. Mishra; et al. Bd. 6. Hoboken, NJ: Wiley. 2011, S. 381–388. ISBN: 978-1-1180-0201-8.

FEHRENBACHER ET AL. 2014a

Fehrenbacher, A.; Smith, C. B.; Duffie, N. A.; Ferrier, N. J.; Pfefferkorn, F. E.; Zinn, M. R.: Combined temperature and force control for robotic friction stir welding. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering 136 (2014) 2, S. 1–27.

FEHRENBACHER ET AL. 2014b

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. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 71 (2014) 1-4, S. 165–179.

FRIGAARD ET AL. 1999

Frigaard, Ø.; Grong, Ø.; Bjørneklett, B.; Midling, O. T.: Modelling of Thermal and Microstructure Fields During Stir Welding of Aluminium Alloys. In: TWI (Hrsg.): 1<sup>st</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.–16. Juni 1999). 1999.

---

FULLER 2007

Fuller, C. B.: Friction stir tooling: tool materials and designs. In: Mahoney, M. W.; Mishra, R. S. (Hrsg.): Friction stir welding and processing. Materials Park, Ohio: ASM International, 2007, S. 7–36, ISBN: 978-0-87170-848-9.

GEBHARD 2011

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

GEBHARD & ZAEH 2008

Gebhard, P.; Zaeh, M. F.: Force Control Design for CNC-Milling Machines for Friction Stir Welding. In: TWI (Hrsg.): 7<sup>th</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Awaji Island, Japan, 20.–22. Mai 2008). 2008.

GIGL ET AL. 2017

Gigl, T.; Beddrich, L.; Dickmann, M.; Rienäcker, B.; Thalmayr, M.; Vohburger, S.; Hugenschmidt, C.: Defect imaging and detection of precipitates using a new scanning positron microbeam. In: New Journal of Physics 19 (2017) 12, S. 123007-1–15.

GOTTSTEIN 2014

Gottstein, G.: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik: Physikalische Grundlagen. 4. Auflage. Berlin: Springer Vieweg, 2014. ISBN: 978-3-642-36603-1.

GRABMANN ET AL. 2019

Grabmann, S.; Zens, A.; Marstatt, R.; Haider, F.; Zaeh, M. F.: Temperature-controlled friction stir welding process of Al-Cu joints with complex geometries. In: AIP Conference Proceedings. ESAFORM 2019 (Vitoria-Gasteiz, Spanien, 8.–10. Mai 2019). Hrsg. von L. et al. Galdos. Bd. 2113. AIP Publishing. 2019, S. 050004-1–6. ISBN: 978-0-7354-1847-9.

HAAKS 2010

Haaks, M.: Materialforschung mit Positronen: Von der Doppler-Spektroskopie zur Vorhersage des Ermüdungsbruchs. Habilitationsschrift: Helmholtz-Institut für Strahlen- und Kernphysik, Mathematisch-Naturwissenschaftlichen Fakultät, Universität Bonn. Bonn, 2010.

HARTL ET AL. 2019

Hartl, R.; Landgraf, J.; Spahl, J.; Bachmann, A.; Zaeh, M. F.: Automated visual inspection of friction stir welds: a deep learning approach. In: Multimodal Sensing: Technologies and Applications. SPIE Optical Metrology (München, Deutschland, 24.–27. Juni 2019). Hrsg. von E. et al. Stella. Bd. 11059. SPIE. 2019, S. 52–75. ISBN: 978-1-5106-2797-0.

HATCH 1984

Hatch, J. E.: Aluminum: Properties and physical metallurgy. Properties and physical metallurgy. Metals Park, Ohio, 1984. ISBN: 978-0-8717-0176-3.

HAUTOJÄRVI & VEHANEN 1979

Hautojärvi, P.; Vehanen, A.: Introduction to Positron Annihilation. In: Hautojärvi, P. (Hrsg.): Positrons in Solids. Topics in Current Physics 12. Berlin: Springer, 1979, S. 1–23, ISBN: 978-3-642-81316-0.

HORNBOGEN 1967

Hornbogen, E.: Die elektronenmikroskopische Untersuchung der Ausscheidung in Al-Cu-Mischkristallen. In: Aluminium 43 (1967), S. 163–166.

HOVAKIMYAN & CAO 2010

Hovakimyan, N.; Cao, C.:  $\mathcal{L}_1$  adaptive control theory. Guaranteed robustness with fast adaptation. Advances in design and control. Philadelphia, PA: Society for Industrial and Applied Mathematics, 2010. ISBN: 978-0-898717-04-4.

HUGENSCHMIDT & PIOCHACZ 2015

Hugenschmidt, C.; Piochacz, C.: NEPOMUC: Neutron induced positron source Munich. In: Journal of large-scale research facilities JLSRF 1 (2015) o. Nr., S. 1–3.

ISERMANN 1992

Isermann, R.: Identifikation dynamischer Systeme 1. Grundlegende Methoden. 2. Auflage. Berlin: Springer, 1992. ISBN: 978-3-642-84679-3.

KAHNERT ET AL. 2012

Kahnert, M.; Mestek, M.; Windisch, M.; Tessier, I., Okualla, M: Preparation of Friction Stir Welding of the Aluminum Alloy AA 2219 for Launcher Applications. In: TWI (Hrsg.): 9<sup>th</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Huntsville, Alabama, USA, 15.–17. Mai 2012). 2012.

---

KALLEE 2010

Kallee, S. W.: Industrial applications of friction stir welding. In: Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): Friction Stir Welding: From basics to applications. Cambridge, UK: Woodhead Publishing Limited, 2010, S. 118–163, ISBN: 978-1-84569-450-0.

KAMMER 2002

Kammer, C.: Aluminium-Taschenbuch. 16. Auflage. Düsseldorf: Aluminium-Verlag, 2002. ISBN: 3-87017-274-6.

KELLY & NICHOLSON 1963

Kelly, A.; Nicholson, R. B.: Precipitation hardening. In: Progress in Materials Science 10 (1963) o. Nr., S. 151–391.

KLEIN 2013

Klein, B.: Leichtbau-Konstruktion: Berechnungsgrundlagen und Gestaltung. 10. Auflage. Wiesbaden: Springer Fachmedien, 2013. ISBN: 978-3-658-02272-3.

KRUTZLINGER ET AL. 2014

Krutzlinger, M.; Marstatt, R.; Suenger, S.; Luderschmid, J.; Zaeh, M. F.; Haider, F.: Formation of Joining Mechanisms in Friction Stir Welded Dissimilar Al-Ti Lap Joints. In: Advanced Materials Research 966–967 (2014) o. Nr., S. 510–520.

KRUTZLINGER ET AL. 2018

Krutzlinger, M.; Marstatt, R.; Costanzi, G.; Bachmann, A.; Haider, F.; Zaeh, M. F.: Temperature Control for Friction Stir Welding of Dissimilar Metal Joints and Influence on the Joint Properties. In: Key Engineering Materials 767 (2018) o. Nr., S. 360–368.

LOHWASSER & CHEN 2010

Lohwasser, D.; Chen, Z.: Introduction. In: Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): Friction Stir Welding: From basics to applications. Cambridge, UK: Woodhead Publishing Limited, 2010, S. 1–12, ISBN: 978-1-84569-450-0.

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. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 51 (2010) 9-12, S. 905–913.

LUNZE 2010

Lunze, J.: Regelungstechnik 1. 8. Auflage. Berlin: Springer, 2010. ISBN: 978-3-642-13808-9.

MACKENZIE ET AL. 1970

MacKenzie, I. K.; Eady, J. A.; Gingerich, R. R.: The interaction between positrons and dislocations in copper and in an aluminum alloy. In: *Physics Letters A* 33 (1970) 5, S. 279–280.

MAGALHÃES 2016

Magalhães, A.: Thermo-electric temperature measurements in friction stir welding – Towards feedbackcontrol of temperature. Dissertation: University West. Trollhättan, Schweden, 2016. ISBN: 978-91-87531-42-2.

MARSTATT ET AL. 2018

Marstatt, R.; Krutzlinger, M.; Luderschmid, J.; Costanzi, G.; Mueller, J. F. J.; Haider, F.; Zaeh, M. F.: Intermetallic layers in temperature controlled Friction Stir Welding of dissimilar Al-Cu-joints. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 20. Werkstofftechnisches Kolloquium (Chemnitz, Deutschland, 14.–15. März 2018). Hrsg. von T. Lampke; et al. Bd. 373. IOP Publishing. 2018, S. 012017-1–7.

MatWeb 2019a

MatWeb: ALIMEX 6082 T651 Aluminum Alloy Rolled. MatWeb. 2019. <<http://www.matweb.com/>>. (Besucht am 05. 10. 2019).

MATWEB 2019b

MatWeb: Aluminum 2219-T87. MatWeb. 2019. <<http://www.matweb.com/>>. (Besucht am 05. 10. 2019).

MAYFIELD & SORENSEN 2010

Mayfield, D. W.; Sorensen, C. D.: An improved temperature control algorithm for friction stir processing. In: *TWI* (Hrsg.): 8<sup>th</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Timmendorfer Strand, Deutschland, 18.–20. Mai 2010). 2010.

MEYER ET AL. 2019

Meyer, S. P.; Wunderling, C.; Zaeh, M. F.: Influence of the laser-based surface modification on the bond strength for friction press joining of aluminum and polyethylene. In: *Production Engineering* 13 (2019) 6, S. 721–730.

MISHRA & MAHONEY 2007

Mishra, S. R.; Mahoney, W. M.: Introduction. In: Mahoney, M. W.; Mishra, R. S. (Hrsg.): *Friction stir welding and processing*. Materials Park, Ohio: ASM International, 2007, S. 1–5, ISBN: 978-0-87170-848-9.

---

NANDAN ET AL. 2007

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

OSTERMANN 2014

Ostermann, F.: *Anwendungstechnologie Aluminium*. Berlin: Springer, 2014. ISBN: 978-3-662-43806-0.

PARRATT & JONATHAN 2019

Parratt, B.; Jonathan, M.: International Symposium on FSW: E-mobility causing a stir. The Welding Institute. 2019. <<https://www.twi-global.com/media-and-events/press-releases/2019/international-symposium-on-fsw-e-mobility-causing-a-stir>>. (Besucht am 10.05.2020).

REYNOLDS 2007

Reynolds, A. P.: Microstructure development in aluminum alloy friction stir welds. In: Mahoney, M. W.; Mishra, R. S. (Hrsg.): *Friction stir welding and processing*. Materials Park, Ohio: ASM International, 2007, S. 51–70, ISBN: 978-0-87170-848-9.

ROSS & SORENSEN 2011

Ross, K.; Sorensen, C.: Investigation of methods to control friction stir weld power with spindle speed changes. In: *Friction stir welding and processing VI*. TMS 2011 Annual Meeting and Exhibition (San Diego, Kalifornien, USA, 27. Feb.–3. März 2011). Hrsg. von Rajiv S. Mishra; et al. Hoboken, NJ: Wiley. 2011, S. 345–352. ISBN: 978-1-1180-0201-8.

ROSS & SORENSEN 2013a

Ross, K.; Sorensen, C.: Advances in Temperature Control for FSP. In: *Friction stir welding and processing VII*. TMS 2013 Annual Meeting and Exhibition (San Antonio, Texas, USA, 7.–7. März 2013). Hrsg. von Rajiv S. Mishra; et al. Hoboken, NJ: Wiley. 2013, S. 301–310. ISBN: 978-1-1186-5834-5.

ROSS & SORENSEN 2013b

Ross, K.; Sorensen, C.: Paradigm Shift in Control of the Spindle Axis. In: *Friction stir welding and processing VII*. TMS 2013 Annual Meeting and Exhibition (San Antonio, Texas, USA, 7.–7. März 2013). Hrsg. von Rajiv S. Mishra; et al. Hoboken, NJ: Wiley. 2013, S. 321–328. ISBN: 978-1-1186-5834-5.

## 11 Literaturverzeichnis

---

ROTH ET AL. 2014

Roth, A.; Hake, T.; Zaeh, M. F.: An Analytical Approach of Modelling Friction Stir Welding. In: *Procedia CIRP* 18 (2014) o. Nr., S. 197–202.

ROTH 2016

Roth, A.: Modellierung des Rührreißschweißens unter besonderer Berücksichtigung der Spalttoleranz. Dissertation: Technische Universität München, München: Utz, 2016. ISBN: 978-3-8316-4639-5. (Forschungsberichte *iwb* 327).

RUSSEL & SHERCLIFF 1999

Russel, M. J.; Shercliff, H. R.: Analytical modelling of microstructure development in friction stir welding. In: TWI (Hrsg.): 1<sup>st</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Thousand Oaks, Kalifornien, USA, 14.–16. Juni 1999). 1999.

SCHMIDT 2010

Schmidt, H. B.: Modelling thermal properties in Friction Stir Welding. In: Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): *Friction Stir Welding: From basics to applications*. Cambridge, UK: Woodhead Publishing Limited, 2010, S. 277–313, ISBN: 978-1-84569-450-0.

SCHMIDT & HATTEL 2008

Schmidt, H. B.; Hattel, J. H.: Thermal modelling of friction stir welding. In: *Scripta Materialia* 58 (2008) 5, S. 332–337.

SCHMIDT ET AL. 2003

Schmidt, H.; Hattel, J.; Wert, J.: An analytical model for the heat generation in friction stir welding. In: *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 12 (2003) 1, S. 143.

SCHMIDT 2004

Schmidt, H. N. B.: Modelling the thermomechanical conditions in friction stir welding. Department of Manufacturing Engineering and Management. Dissertation: Technical University of Denmark. Lyngby, 2004.

SCHNEIDER ET AL. 2013

Schneider, J.; Stromberg, R.; Schilling, P.; Cao, B.; Zhou, W.; Morfa, J.; Myers, O.: Processing effects on the friction stir weld stir zone. In: *Welding Journal* 92 (2013) o. Nr., S. 11–19.

---

SCHULZE 1974

Schulze, G. E. R.: Metallphysik. 2. Auflage. Wien: Springer, 1974. ISBN: 978-3-7091-3275-3.

SEEGER 1974

Seeger, A.: The study of defects in crystals by positron annihilation. In: Applied physics 4 (1974) 3, S. 183–199.

SMITH 2007

Smith, C.: Robots and machines for friction stir welding/processing. In: Mahoney, M. W.; Mishra, R. S. (Hrsg.): Friction stir welding and processing. Materials Park, Ohio: ASM International, 2007, S. 219–233, ISBN: 978-0-87170-848-9.

SMITH 2000

Smith, C. B.: Robotic Friction Stir Welding using a Standard Industrial Robot. In: TWI (Hrsg.): 2<sup>nd</sup> International Symposium on Friction Stir Welding (Göteborg, Schweden, 26.–28. Juni 2000). 2000.

TAYSOM ET AL. 2016

Taysom, B. S.; Sorensen, C. D.; Hedengren, J. D.: Dynamic modeling of friction stir welding for model predictive control. In: Journal of Manufacturing Processes 23 (2016) o. Nr., S. 165–174.

TAYSOM ET AL. 2017

Taysom, B. S.; Sorensen, C. D.; Hedengren, J. D.: A comparison of model predictive control and PID temperature control in friction stir welding. In: Journal of Manufacturing Processes 29 (2017) o. Nr., S. 232–241.

THREADGILL ET AL. 2013

Threadgill, P. L.; Leonard, A. J.; Shercliff, H. R.; Withers, P. J.: Friction stir welding of aluminium alloys. In: International Materials Reviews 54 (2013) 2, S. 49–93.

VÖLLNER 2010

Völlner, G.: Rührreischweißen mit Schwerlast-Industrierobotern. Dissertation: Technische Universität München, München: Utz, 2010. ISBN: 978-3-8316-0955-0. (Forschungsberichte *iwb* 235).

## 11 Literaturverzeichnis

---

WILLIAMS & STEUWER 2010

Williams, S. W.; Steuwer, A.: Residual stresses in Friction Stir Welding. In: Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): Friction Stir Welding: From basics to applications. Cambridge, UK: Woodhead Publishing Limited, 2010, S. 215–244, ISBN: 978-1-84569-450-0.

XU ET AL. 2001

Xu, S.-W.; Deng, X.; Reynolds, A. P.; Seidel, T. U.: Finite element simulation of material flow in friction stir welding. In: Science and Technology of Welding and Joining 6 (2001) 3, S. 191–193.

ZAPPIA ET AL. 2010

Zappia, T.; Smith, C.; Colligan, K.; Ostersehlte, H.; Kallee, S. W.: Friction stir welding equipment. In: Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): Friction Stir Welding: From basics to applications. Cambridge, UK: Woodhead Publishing Limited, 2010, S. 73–117, ISBN: 978-1-84569-450-0.

ZETTLER ET AL. 2010

Zettler, R.; Vugrin, T.; Schmücker, M.: Effects and Defects of Friction Stir Welds. In: Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): Friction Stir Welding: From basics to applications. Cambridge, UK: Woodhead Publishing Limited, 2010, S. 245–276, ISBN: 978-1-84569-450-0.

# Anhang

## A.1 Betreute Studienarbeiten

Im Rahmen der Tätigkeit des Autors als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München wurden verschiedene Studienarbeiten wissenschaftlich betreut, deren Ergebnisse in diese Dissertation eingeflossen sind. Den Studierenden sei für die Unterstützung des Promotionsvorhabens herzlich gedankt.

<b>Studierende</b>	<b>Studienarbeit</b>
Muçoçah, Lucas A. C. (Bachelorarbeit)	Temperaturregelung zur Vermeidung von Wärmestaus beim Rührreibschweißen (Inv.-Nr.: 2015/24221; Abgabe: November 2015)
Eberle, Felix (Semesterarbeit)	Pyrometergestützte Temperaturregelung beim Rührreibschweißen mit Schwerlast-Industrierobotern (Inv.-Nr.: 2016/28488; Abgabe: Juni 2016)
Röhler, Marcus (Masterarbeit)	Drehmomentbasierte Temperaturregelung beim Rührreibschweißen (Inv.-Nr.: 2016/28486; Abgabe: Juni 2016)
Micheli, Philipp (Semesterarbeit)	Untersuchung des Zusammenhangs von Schweißtemperatur und mechanischen Nahteigenschaften beim Rührreibschweißen (Inv.-Nr.: 2016/29316; Abgabe: August 2016)
Gamper, Jakob (Semesterarbeit)	Adaptive Temperaturregelung beim Rührreibschweißen (Inv.-Nr.: 2016/31064; Abgabe: Oktober 2016)
Schua, Philippe (Masterarbeit)	Temperaturgeregeltes Rührreibschweißen und Charakterisierung der Nahteigenschaften einer Raumfahrt-Aluminiumlegierung (Inv.-Nr.: nicht vergeben ; Abgabe: Dezember 2016)

<b>Studierende</b>	<b>Studienarbeit</b>
Rey La-Chica, Maria Victoria (Masterarbeit)	Enhancing the weld quality of a high strength aluminum alloy by employing temperature-controlled friction stir welding (Inv.-Nr.: 2017/31282; Abgabe: August 2017)
Beck, Florian (Masterarbeit)	Untersuchung der metallphysikalischen Effekte beim Rührreischweißen von EN AW-2219-T87 (Inv.-Nr.: 2018/38289; Abgabe: Februar 2018)

---

### A.2 Verwendete Software

1. MathWorks Matlab R2016a
2. Origin 9.2
3. ControlDesk 5.4

### A.3 Kernpublikationen dieser Dissertation

**Publikation I:** Bachmann, A.; Gamper, J.; Krutzlinger, M.; Zens, A.; Zaeh, M. F.:

Adaptive model-based temperature control in friction stir welding. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 93 (2017) 1–4, S. 1157–1171.

**Publikation II:** Bachmann, A.; Krutzlinger, M.; Zaeh, M. F.: Influence of the welding temperature and the welding speed on the mechanical properties of friction stir welds in EN AW-2219-T87. In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 20. Werkstofftechnisches Kolloquium (Chemnitz, Deutschland, 14.–15. März 2018). Hrsg. von T. Lampke; et al. Bd. 373. IOP Publishing. 2018, S. 012016-1 – 14.

**Publikation III:** Bachmann, A.; Gigl, T.; Hugenschmidt, C. P.; Zaeh, M. F.:

Characterization of the microstructure in friction stir welds of EN AW-2219 using coincident Doppler-broadening spectroscopy. In: Materials Characterization 149 (2019) o. Nr., S. 143 – 152.

**Publikation IV:** Bachmann, A.; Roehler, M.; Pieczona, S. J.; Kessler, M.; Zaeh, M. F.:

Torque-based adaptive temperature control in friction stir welding: a feasibility study. In: Production Engineering 12 (2018) 3–4, S. 391 – 403.

